

ESTUDIO COMPARATIVO DE LOS PROCESOS DE MANUFACTURA  
EMPLEADOS PARA LA FABRICACIÓN DE RODETES FRANCIS

PATRICIA QUINTERO JURADO

UNIVERSIDAD DEL VALLE  
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA  
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA  
SANTIAGO DE CALI  
2017

ESTUDIO COMPARATIVO DE LOS PROCESOS DE MANUFACTURA  
EMPLEADOS PARA LA FABRICACIÓN DE RODETES FRANCIS

PATRICIA QUINTERO JURADO

Trabajo de grado para optar al título de Ingeniero Mecánico

Director: JOHN JAIRO CORONADO MARÍN Ph. D.  
Co director: SARA AIDA RODRÍGUEZ Ph. D.

Grupo de Investigación en Fatiga y Superficies (G.I.F.S.)

UNIVERSIDAD DEL VALLE  
FACULTAD DE INGENIERÍA MECÁNICA  
ESCUELA DE INGENIERÍA MECÁNICA  
SANTIAGO DE CALI  
2017

## AGRADECIMIENTOS

A todas las personas que colaboraron en mi proceso de aprendizaje, mis maestros y compañeros.

Un agradecimiento especial a quienes me ayudaron a sacar adelante este proyecto, al personal de los laboratorios y a Camilo Pinzón.

Finalmente, y con todo mi amor les dedico a mis padres este proyecto.

## CONTENIDO

Resumen .....	9
1. Introducción.....	10
1.1 Planteamiento del problema .....	10
1.2 Objetivos.....	11
1.2.1 Objetivo general .....	11
1.2.2 Objetivos específicos .....	11
1.3 Estado del arte.....	11
2. Rodete Francis .....	13
2.1 Material.....	13
2.1.1 Caracterización del material .....	15
2.2 Métodos de fabricación.....	16
2.2.1 Fundición.....	16
2.2.2 Soldadura.....	18
2.2.3 Ensamble mecánico con pernos y tornillos .....	20
2.3 Ventajas y desventajas entre las tres alternativas .....	21
3. Diseño .....	23
3.1 Diseño de probetas.....	23
3.2 Diseño del utillaje.....	31
3.3 Prefisuradora .....	34
3.3.1 Diseño del eje .....	35
3.4 Diseño del experimento .....	38
3.4.1 Adquisición de datos .....	40
3.4.2 Calibración de la celda de carga y del montaje.....	41
4. Resultados .....	43
4.1 Previo a los ensayos.....	43
4.1.1 Caracterización del material .....	43
4.1.2 Manufactura de probetas .....	46
4.1.3 Fabricación del utillaje.....	50
4.1.4 Montaje con la Prefisuradora .....	52
4.1.5 Calibración .....	52
4.2 Análisis de datos.....	58



4.2.1	Análisis de falla .....	60
4.2.2	Análisis de la superficie de falla .....	61
4.2.3	Análisis de varianza .....	62
5.	Conclusiones.....	65
6.	Trabajos futuros .....	66
	Bibliografía.....	67
	Anexos.....	70

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1. Rodete de una turbina Francis y sus partes principales [5] .....	13
Figura 2.2. Rangos de Cr y Ni en grados estándar de fundiciones resistentes al calor y a la corrosión [13].....	14
Figura 2.3. Espécimen estándar de sección circular para ensayos de tensión.....	16
Figura 2.4 Unión con soldadura de los álabes de un rodete [23] .....	18
Figura 2.5. Dispositivo para un rodete [10] .....	21
Figura 3.1. Sección de referencia de un rodete .....	24
Figura 3.2. Junta simplificada entre la corona y el álabe .....	24
Figura 3.3. Dimensiones finales de las probetas .....	25
Figura 3.4. Probeta propuesta basada en la patente [10] .....	26
Figura 3.5. Cargas sobre el perno de la probeta.....	27
Figura 3.6. Diagrama de la probeta pernada final.....	27
Figura 3.7. Contactos de la probeta pernada.....	29
Figura 3.8. Condiciones de frontera para la probeta pernada.....	29
Figura 3.9. Detalle de la ranura de la junta soldada para garantizar completa penetración, dimensiones en milímetros.....	30
Figura 3.10. Piezas y ensamble de la probeta soldada .....	31
Figura 3.11. Diseño conceptual del utillaje .....	32
Figura 3.12. Montaje original de la Prefisuradora .....	34
Figura 3.13. Esquema de las excentricidades externa e interna de la Prefisuradora montada una sobre la otra. ....	35
Figura 3.14 Conjunto acople del eje a la fresadora.....	36
Figura 3.15 Diagrama de cuerpo libre del eje .....	37
Figura 3.16 Diagrama de cortante .....	37
Figura 3.17 Diagrama de momento .....	37
Figura 3.18. Distribución de deformaciones en el eje Y para una probeta sometida a una deflexión de -0,21 mm sobre el utillaje.....	40
Figura 3.19 Celda de carga .....	41
Figura 4.1. Material fundido CA6NM.....	43
Figura 4.2 Defectos presentes en los cupones de fundición.....	44
Figura 4.3. Comparación microestructural del CA6NM.....	45
Figura 4.4 Piezas individuales de la probeta pernada .....	46
Figura 4.5 Vista inferior del ensamble de la probeta pernada.....	46
Figura 4.6. Piezas individuales (izquierda), puntos de soldadura (derecha) .....	47
Figura 4.7. Fotografías del procedimiento realizado, de arriba a abajo, de derecha a izquierda: precalentamiento, remoción de escoria, limpieza de la superficie y soldadura del siguiente cordón. ....	48
Figura 4.8. Defecto encontrado en la soldadura .....	49
Figura 4.9. Microestructura del material base (izquierda) y material de aporte (derecha) .....	49
Figura 4.10 Galgas montadas sobre las probetas .....	50
Figura 4.11 Perforaciones del utillaje.....	51
Figura 4.12 Utillaje montado sobre la fresadora con la probeta de prueba.....	51

Figura 4.13 Montaje de los componentes del ensayo.....	52
Figura 4.14. Montaje para la calibración de la celda de carga .....	53
Figura 4.15 Calibración de la celda de carga.....	53
Figura 4.16 Función lineal entre la fuerza aplicada y la deformación medida.....	53
Figura 4.17. Montaje para la calibración de las probetas.....	54
Figura 4.18. Grafica Fuerza vs Deformación medida para la primera probeta fundida .....	55
Figura 4.19. Medición de la posición de la Prefisuradora .....	56
Figura 4.20 Conexión del <i>Strain Recorder</i> .....	58
Figura 4.21 Ensayo de tintas penetrantes a las probetas .....	59
Figura 4.22 Comportamiento alternante de las deformaciones medidas sobre la probeta versus tiempo .....	59
Figura 4.23 Probeta fracturada .....	61
Figura 4.24 Lectura de la probeta fracturada en el momento de falla .....	61
Figura 4.25 Superficie de fractura por fatiga de la probeta pernada de estudio. ...	62
Figura II.0.1. Condiciones de borde y carga de la probeta .....	77
Figura II.0.2. Esfuerzo sobre la probeta pernada sometida a una deflexión de 0,16mm .....	78
Figura II.0.3. Esfuerzos y convergencia sobre la probeta, sometida a una deflexión igual a 0,16 mm .....	79
Figura II.0.4. Condiciones de frontera para la simulación del utillaje con condición de simetría con la probeta de ensayo .....	81
Figura II.0.5. Esfuerzos sobre el utillaje .....	82
Figura II.0.6. Distribución de esfuerzos del montaje completo incluyendo la probeta, superior, y su gráfica de convergencia, inferior.....	83

## LISTA DE TABLAS

Tabla 1. Requerimientos químicos grado CA6NM en porcentaje (%).....	15
Tabla 2. Propiedades mecánicas del acero ASTM A743 grado CA6NM homogeneizado y revenido .....	15
Tabla 3. Cuadro comparativo entre los tres procesos de manufactura .....	21
Tabla 4. Esfuerzos de simulación vs esfuerzos analíticos para la probeta .....	26
Tabla 5. Características de los pernos de la probeta .....	28
Tabla 6. Propiedades del material del perno .....	28
Tabla 7. Factor de carga para los pernos de la probeta .....	28
Tabla 8. Resultados de las simulaciones para la probeta pernada .....	29
Tabla 9. Propiedades del acero SAE 1020 [33] .....	32
Tabla 10. Esfuerzo de la probeta al estar montada sobre el utillaje.....	33
Tabla 11. Propiedades mecánicas del acero SAE 4140 .....	38
Tabla 12. Factores de seguridad para el eje.....	38
Tabla 13. Propiedades de las galgas.....	41
Tabla 14 Datos experimentales de la calibración de la galga .....	42
Tabla 15. Composición química promedio del acero grado CA6NM en porcentaje (%) entregado por el proveedor. ....	43
Tabla 16. Resultados ensayo de tracción del material de estudio .....	44
Tabla 17. Dureza del material de estudio, grado CA6NM, luego del tratamiento térmico .....	45
Tabla 18. Parámetros de ajuste .....	47
Tabla 19. Calibración del montaje para una galga ubicada a 22mm de la base ....	54
Tabla 20. Pendiente de la gráfica $F\varepsilon$ para las probetas .....	56
Tabla 21 ANOVA del factor k de las probetas .....	62
Tabla 22 Comparación del factor k experimentalmente y analíticamente .....	63

## RESUMEN

En el marco del proyecto de investigación *Diseño integral de estrategias para el control de desgaste erosivo en turbinas* se ejecutó un estudio comparativo de la manufactura empleada para rodetes de turbinas Francis con el objetivo de analizar la implementación nuevas tecnologías para su construcción.

En el presente documento se muestran los resultados estadísticos de hacer una comparación cuantitativa de la vida de un rodete manufacturado a través de tres tipos de procedimientos (fundición, soldadura, unión pernada). Los experimentos se realizaron sometiendo un conjunto de probetas, que simulaban la unión entre los álabes y la corona para un rodete, a una deformación alternante determinada, garantizando que no existieran diferencias dimensionales entre ellas, para así, comparar estrictamente la resistencia ofrecida por cada proceso de manufactura.

Para obtener las probetas de ensayo se dispuso del control completo del proceso de fabricación de las mismas partiendo de los cupones de fundición. Paralelamente se realizó la fabricación y adecuación de los dispositivos que fueron necesarios para su realización: el utillaje y la Prefisuradora. Se realizó la calibración del montaje verificando que la carga aplicada correspondiese a las deformaciones medidas y se ejecutaron los ensayos de las probetas sometidas a una carga alternante. Durante la comparación del efecto de la carga aplicada en cada probeta se evidenció una mayor rigidez en la unión pernada, en concordancia con los modelos numéricos realizados.

Finalmente, se determinó que el conjunto de ensayos a fatiga ejecutados no fue concluyente para la comparación planteada al inicio del proyecto, dado que el equipo disponible para ejecutar las pruebas a fatiga generaba perturbaciones en el experimento como el desprendimiento de las galgas por la refrigeración líquida, excesiva transferencia de calor, vibración, entre otros, por esto, el estudio de las probetas hasta la falla no fue ejecutado. Sin embargo, se presentó una resistencia a fatiga equiparable entre los tipos de probetas estudiadas que justifica que un mayor estudio de la unión pernada para esta aplicación debe ser realizado.

### *Palabras clave*

Rodete, Francis, fundición, soldadura, unión pernada, fatiga

## 1. INTRODUCCIÓN

Los métodos utilizados para procesar materiales pueden afectar el desempeño, la vida en servicio y el costo del producto. Por ello, el diseño de los componentes mecánicos no sólo debe incluir la selección de material acorde con las condiciones de trabajo, sino que también debe considerar el proceso de manufactura para que la pieza final posea las propiedades y geometría establecidas. Lo anterior ha fomentado el desarrollo de la ciencia de los materiales y los métodos de diseño y producción, integrando diversas disciplinas con el fin de optimizar todos los elementos involucrados en el ciclo de vida del producto [1].

Paralelamente, y con la intención de contribuir a la preservación del ambiente usando opciones alternativas para la producción energética, las hidroeléctricas han alcanzado una posición crucial como prioridad en el desarrollo de nuevas tecnologías, llegando a generar más del 60% de la potencia hidroeléctrica nivel mundial [2]. Países como Noruega, China, Nepal [3], entre otros, llevan a cabo proyectos a nivel nacional con el fin de fomentar la producción nacional a través de tecnologías que se caractericen por un impacto ambiental reducido. Con esto en mente, el trabajo del cual habla este documento pretende integrar los adelantos tecnológicos para el desempeño de las turbinas Francis, utilizadas en gran medida en las centrales y pequeñas centrales hidroeléctricas del país (específicamente la de la pequeña central de Amaime), manipulando el proceso de producción.

### 1.1 Planteamiento del problema

El Grupo de Investigación de Fatiga y Superficies de la Universidad del Valle, con la financiación de Colciencias y la Empresa de Energía del Pacífico EPSA están ejecutando un proyecto para el “Diseño integral de estrategias para el control de desgaste erosivo en turbinas” [4], concretamente de la turbina Francis de la pequeña central hidroeléctrica (PCH) de Amaime. En su desarrollo se planteó la posibilidad de fabricar las turbinas mediante un proceso de manufactura alterno al proceso de fundición usado en la actualidad, por lo que se hace necesario evaluar el resultado de dichos procesos en las condiciones de trabajo.

En una turbina, la interacción con el fluido es ejercida por el rodete dentro de la cámara espiral, por lo tanto, este es el que es sometido a esfuerzos fluctuantes causados por la presión y fuerza centrífuga provenientes por el contacto con el fluido de operación, lo que ocasiona la nucleación y propagación de grietas por fatiga las cuales pueden conducir a la falla de los mismos [5] [6]. Una de las alternativas propuestas es la de evaluar el efecto de la manufactura sobre el comportamiento del componente ante las cargas producidas por el fluido, que corresponde al contenido del presente documento. Los procesos a ser evaluados fueron: No. 1, el

construir el rodete en una sola pieza fundida; o los alabes, la corona y la banda, como piezas separadas y ensamblarlos a través de no. 2, soldadura o no. 3, pernos.

## 1.2 Objetivos

### 1.2.1 Objetivo general

Evaluar los procesos de manufactura empleados para la fabricación de rodets Francis.

### 1.2.2 Objetivos específicos

- Caracterizar la microestructura y medir la dureza del material de estudio.
- Poner a punto la Prefisuradora para el desarrollo de ensayos a fatiga
- Diseñar las probetas que simulan la unión entre el alabe y la corona.
- Diseñar y construir un utillaje para el posicionamiento de las probetas.
- Analizar las superficies de fractura de las probetas.

## 1.3 Estado del arte

Entre los aspectos a tener en cuenta se encuentra el análisis estructural de los componentes de la turbina en el que se estima la capacidad de las unidades para soportar las cargas debidas a la interacción con el fluido, siendo de particular interés el rodete, ya que es el componente rotatorio en el que incide directamente con el fluido. Adicionalmente, se sabe que los esfuerzos se caracterizan por ser variables y que los esfuerzos máximos se localizan en sus álabes cerca de la corona, por lo que conocer el comportamiento a fatiga del rodete y la velocidad de propagación de las grietas en el mismo, especialmente en la zona de la unión entre el álabe y la corona, o la banda, se convierte en una herramienta de predicción y prevención de grietas para garantizar un diseño más duradero.

Esta zona es un punto de estudio complejo ya que varios factores coinciden para afectar su comportamiento ante esfuerzos. En lo que respecta al comportamiento a fatiga es bien conocido que la geometría es un factor que altera la resistencia del componente ya que actúa como un concentrador del esfuerzo [7, 5]. Un inconveniente adicional se genera en las uniones realizadas por la soldadura ya que el proceso expone al componente a cambios de temperatura afectando zonas aisladas del material, conocidas como las zonas térmicamente afectadas o HAZ. Se ha comprobado que la microestructura formada en la HAZ tiene una alta incidencia en la falla por fatiga y los esfuerzos residuales inhabilitan los mecanismos del material para el cierre de las grietas (lo que evitaría su propagación) [8]. Un tratamiento térmico posterior al proceso de soldadura reduce los esfuerzos residuales causados por el calor, sin embargo, no garantizan la reducción en la tasa de propagación de las grietas [9].

Numerosos estudios han propuesto soluciones relacionadas con la manufactura para combatir este tipo de falencias, la técnica en la que se construye el rodete con uniones no permanentes mediante tornillos [10] es una de ellas. En el presente documento se analiza la posibilidad de manufacturar el rodete de manera alternativa con tornillos analizando el comportamiento de esta unión a fatiga y comparándola con las uniones realizadas a través de fundición y soldadura. Para ello, se cuenta con metodologías de ensayos [5, 11, 7] en las que se estudia la unión entre el álabe y la corona de una manera simplificada a través de probetas con forma de T. Como la presión de la columna de agua ejercida sobre el rodete induce una carga de flexión sobre los álabes, es posible analizar factores como la velocidad de propagación de grietas y el número de ciclos a la falla en la unión, con la probeta en T sometida a flexión, como un modelo simplificado del caso real.



## 2. RODETE FRANCIS

El rodete (ver Figura 2.1) es el principal componente y una de las partes críticas de una turbina hidráulica. Su geometría consiste en una serie de paletas, llamadas álabes, unidas en su parte superior a una corona, y en la inferior a una banda, y puede ser fabricado enteramente por fundición o uniendo los componentes como se verá más adelante. El diseño del rodete afecta los parámetros de los demás componentes de la turbina al ser en encargado de interactuar directamente con el fluido [12], viéndose expuesto al campo de velocidades y la distribución de presiones desarrolladas por este, además de los efectos que produce el contacto con el agua como la corrosión y abrasión.

La manufactura de este componente incluye desde la fundición y mezcla del material hasta el ensamblaje y acabados finales del rodete, siendo cada paso de especial cuidado y manejo ya que las propiedades anteriormente mencionadas pueden cambiar según el proceso realizado.

A continuación, se presenta la descripción del material de estudio, comúnmente utilizado para la construcción del rodete, que incluye características como composición y microestructura. Seguidamente se consideran los procesos de manufactura conocidos para la construcción del rodete: fundición, soldadura y unión Pernada, realizando una descripción de cada uno; y se finaliza con un cuadro comparativo entre ellas, que incluye las ventajas y desventajas de cada método.

Figura 2.1. Rodete de una turbina Francis y sus partes principales [5]



### 2.1 Material

Para la fabricación de los rodetes se utilizan principalmente aceros inoxidables martensíticos [5]. Su estructura martensítica se consigue gracias a la interacción entre el cromo (de 12 a 17%) y el carbono de la aleación (0,15 a 1,00%) a partir de

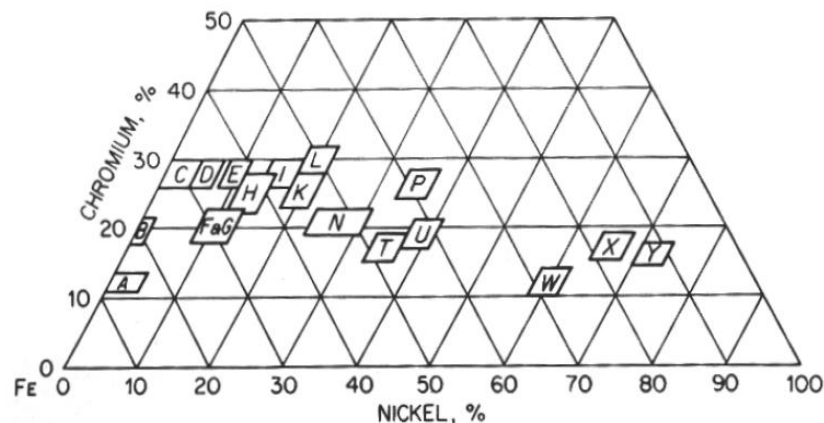
la fase austenítica [13]. Estos aceros de bajo contenido de carbono son apetecidos para la fabricación de rodetes por poseer características como:

- Alta resistencia a la corrosión, a la erosión, la cavitación y al desgaste, a la fatiga bajo el agua, entre otros.
- Facilidad para manufacturarlos (a ser fundidos, soldados y mecanizados)
- Alcanzar niveles de dureza elevados [14].
- Sus defectos son fácilmente detectados y reparados [15]

Para alcanzar estas propiedades es necesario un control de calidad en los aceros inoxidable de bajo contenido de carbono debido a que son muy sensibles a la variación de la microestructura y de la composición química, lo que quiere decir que los tratamientos térmicos, la transformación de fase y la manufactura en general son más complicadas. Por ejemplo, para un rango entre 7.0% a 13.5% de Cromo se sabe que las propiedades mecánicas del material se mantienen al mismo nivel, sin embargo, sólo cuando el contenido de cromo es inferior al 10% se puede conseguir que la transformación inversa de la austenita ocurra, por lo que es necesario controlar el contenido en la mezcla [15].

El material disponible para los ensayos es un acero martensítico ASTM A743 grado CA6NM que es utilizado en las Pequeñas Centrales Hidroeléctricas de Amaime y Rumor para la fabricación de piezas [4]. La designación CA6NM hace referencia a la composición química del material utilizada por el *High Alloy Product Group of the Steel Founders' Society of America*; la primera letra (C) indica que el material es resistente a ataques corrosivos a temperaturas inferiores a 650°C; la segunda letra (A) indica los contenidos de Cromo y Níquel, ver Figura 2.2, el número que sigue corresponde al porcentaje máximo de carbono multiplicado por 100; finalmente las últimas letras indican la presencia de otros elementos de la aleación de acero [13].

Figura 2.2. Rangos de Cr y Ni en grados estándar de fundiciones resistentes al calor y a la corrosión [13]



El CA6NM tiene una estructura triple compuesta de martensita como fase primaria y hasta 5%vol y 30%vol de ferrita delta y austenita retenida, respectivamente. La ferrita delta se forma a altas temperaturas y la austenita retenida al solidificarse la fundición o durante los tratamientos térmicos [8, 16, 17]. La ferrita delta es indeseable debido a su efecto sobre las propiedades mecánicas del material y a que facilita la nucleación y crecimiento de grietas, por lo que su contenido debe ser controlado. Adicionalmente, se puede presentar una precipitación de los carburos hacia los bordes de grano de la austenita si no se controla adecuadamente los elementos de la aleación, lo que deteriora la tenacidad y la resistencia a la corrosión del material [13].

En la Tabla 1 se indica la composición química esperada del acero CA6NM según la norma ASTM A743 [18], las propiedades mecánicas se indican a su vez en la Tabla 2.

Tabla 1. Requerimientos químicos grado CA6NM en porcentaje (%).

C	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
<0,06	<1,0	<0,04	<0,03	3,5-4,5	11,5-14,0	0,5-2

Tabla 2. Propiedades mecánicas del acero ASTM A743 grado CA6NM homogeneizado y revenido

Densidad [g/cc]	Módulo de elasticidad, E [MPa]	Relación de Poisson	Resistencia a la tensión, mínima [MPa]	Resistencia a la fluencia, mínima [MPa]
7,695	2,1e11	0,3	755	550

La norma requiere de la realización de dos tratamientos térmicos sobre la fundición: Homogeneizado y revenido. El proceso de homogenización consiste en elevar el material a alta temperatura de tal manera que la microestructura se homogenice por difusión, según la norma la temperatura a alcanzar es de 1010°C, mínimo, y posteriormente enfriar al aire hasta 95°C. El revenido se realiza luego del homogeneizado para: aliviar tensiones en el material, reducir las dislocaciones, recrystalizar la austenita retenida y formar austenita estable a través de la precipitación de carburos. Este tratamiento se realiza a temperaturas superiores a la temperatura de transformación de la austenita; la norma recomienda que sea entre 565°C y 620°C para producir austenita estable [13].

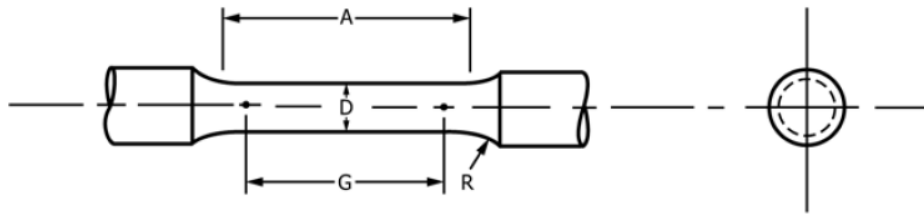
#### 2.1.1 Caracterización del material

Se realizaron probetas que permitiesen cuantificar las propiedades mecánicas y micro estructurales de interés del material de estudio. A continuación, se indican las normas seguidas para cada ensayo y se presenta una pequeña descripción de los pasos seguidos.

### *Ensayo de tensión*

Este ensayo se realizó con el fin de encontrar el esfuerzo último de ruptura del material y el esfuerzo de fluencia según la norma ASTM E8. El ensayo consiste en la aplicación de una fuerza gradual a la probeta en dirección axial y así obtener la resistencia a la fluencia, el punto de elongación plástica, la resistencia última a la tracción, la elongación y la reducción del área.

Figura 2.3. Especímen estándar de sección circular para ensayos de tensión



### *Ensayos de dureza*

Se realizaron pruebas de dureza para medir la resistencia de la superficie a la penetración antes y después del tratamiento térmico. Los ensayos se realizaron con la norma ASTM para los ensayos de dureza Rockwell que es la recomendada para los aceros [19].

### *Análisis metalográfico*

El procedimiento consistió en la extracción de una muestra de material de una zona estratégica para su inspección visual y metalográfica. La muestra es encapsulada para garantizar que la superficie examinada se encuentre en un plano paralelo al plano de apoyo y así evitar zonas oscuras en la imagen. Adicionalmente la superficie debe ser preparada con un proceso de desbaste con papel lija de tal manera que se minimicen las zonas irregulares en la superficie de estudio causadas por el corte de la muestra. El número de granulometría de cada papel utilizado fue: 220, 320, 400, 600, 1000, en ese orden; adicionalmente se realizó un pulido de la superficie con alúmina de 1 y 0,3 micras a altas y bajas revoluciones, respectivamente. Finalmente, el ataque químico de la superficie se realizó con Villela durante 30 segundos.

## 2.2 Métodos de fabricación

### 2.2.1 Fundición

Originalmente, todos los rodets Francis eran hechos de una sola pieza de acero inoxidable fundido [20], siendo todas las paletas adecuadamente maquinadas y terminadas [21]. La fabricación mediante este método se redujo debido al incremento de la demanda de energía que implicaba turbinas de mayor envergadura

lo que hace del transporte (del punto de fabricación al punto de operación) más engorroso y viéndose limitado a la capacidad del horno [20]. Por ello, se optó por modificar el proceso de fabricación de los rodets para que las piezas de este fuesen fundidas y transportadas individualmente y luego ensambladas en el punto de operación (en su mayoría mediante soldadura). Sin embargo, aún se realizan rodets en una pieza, ya que consta de menos pasos durante la producción (ej. no hace falta acoplar en el punto de operación) y no expone el material a factores indeseados, como a las altas temperaturas que se producen al soldar, por lo que es un proceso altamente utilizado para rodets de las pequeñas centrales hidroeléctricas [22].

La fabricación de rodets mediante fundición consta de cuatro etapas principales [23]:

- Elaboración de los moldes en arena curada con silicato
- Incorporación del metal fundido
- Secado
- Remoción de la arena

Donde una fundición exitosa requiere del control del metal líquido, de la deformación y la aparición de grietas, del tratamiento térmico (directamente relacionado con las propiedades mecánicas finales) y de la remoción de arena. Un control deficiente se ve reflejado en los comúnmente llamados defectos de fundición, tales como agrietamiento en caliente, segregación, rechupes, esfuerzos residuales, entre otros [16], que comprometen la pieza a su posible falla por fatiga [2].

Las grietas pueden aparecer si durante el enfriamiento la fundición, que contiene martensita de bajo carbono o martensita de dislocación, experimenta esfuerzos dobles: esfuerzos de transformación de fase (relajación de superficie y expansión de volumen, de cubica centrada en las caras a centrada en el cuerpo) y esfuerzos térmicos, debido a la variación de temperatura en las diferentes secciones. Cabe resaltar que en una fundición las grietas no son críticas hasta que se vuelven visibles, así que técnicas sofisticadas para la detección de defectos no son necesarias, lo que reduce costos en mantenimiento. Además, se sabe que los rodets fabricados solamente a través de fundición presentan una vida útil elevada [6, 15], siendo elementos producidos con técnicas tradicionales.

Actualmente, para el control del proceso se puede hacer uso de tecnologías integradas. Entre ellas se encuentra la posibilidad de manipular los elementos de la aleación y aquellos externos que sean perjudiciales mientras el metal está líquido, como el sulfuro y el fósforo, para ello se usan métodos como la descarburación por oxígeno en vacío (VODC por sus siglas en inglés).

En lo que se refiere a los moldes, se puede cambiar la mezcla de arena tradicionalmente usada para el proceso de CO<sub>2</sub> por el sistema de arenas

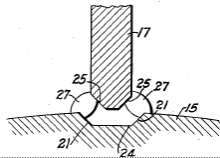
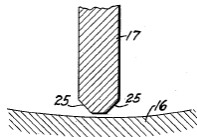
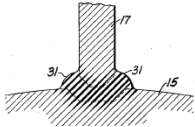
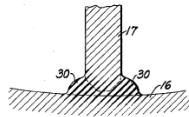
autofraguantes, estas últimas mejoran el proceso en cuanto a tiempo de fabricación del molde y el desprendimiento de la pieza, el acabado superficial y los contaminantes generados [20, 24]. Adicionalmente, la construcción de los rodets puede incorporar el diseño en CAD ya sea para la fabricación de moldes usando impresiones tridimensionales o a través del maquinado en CNC directamente del rodete [25], siendo esta última la que más desperdicio de material genera.

Los programas de simulación numérica son otra herramienta poderosa para entender los fenómenos físicos dentro de la fundición, con ellos se pueden predecir los rechupes, esfuerzos, deformaciones, segregación y demás defectos para mejorar la producción y no recurrir al método de ensayo y error [20], permitiendo determinar las intervenciones necesarias sobre el material, los tiempos de enfriamiento, las características del molde, etc. [15].

### 2.2.2 Soldadura

Con frecuencia, el proceso de manufactura del rodete de una turbina de gran cabeza implica la soldadura de sus componentes [20]. La elaboración inicia con el corte de los álabes de láminas de acero rolado, los cuales son maquinados y tratados térmicamente (como en el proceso de fundición descrito previamente); el procedimiento que garantiza la forma final de los álabes necesita de largas horas de mecanizado, con un aprovechamiento mínimo del material, cerca de un 28% [20]. Posteriormente se realiza el ensamblaje de los álabes sobre la corona y la banda mediante un doble cordón de soldadura con su correspondiente biselado (en la Figura 2.4 se muestra la sección transversal de la unión por soldadura para un rodete), seguido por su inspección y maquinado para alcanzar las características superficiales deseadas. Finalmente se somete la pieza a un recocido para aliviar los esfuerzos residuales a causa del proceso de soldadura, y se pule la superficie [5].

Figura 2.4 Unión con soldadura de los álabes de un rodete [23]

	Biselado ambos elementos	Doble bisel sobre el álabe
Previo a la aplicación de la soldadura		
Posterior a la aplicación de la soldadura		

Como se mencionó anteriormente, este método se usa para rodets de gran envergadura por su facilidad de transporte, que como ventaja adicional reduce el peso del rodete hasta en un tercio de lo que implica el hacerlo de una sola pieza mediante fundición. Adicionalmente, el ensamble de piezas individuales permite

ejercer un mayor control sobre la fundición reduciendo la presencia de defectos tales como porosidades e inclusiones de escoria [9]. Sin embargo, la soldadura es la principal causante de falla debido a las discontinuidades que pueden aparecer en el material de relleno o en la zona térmicamente afectada.

La zona térmicamente afectada (HAZ, por sus siglas en inglés) es una porción de la pieza considerada aparte del material base y del aporte, en la que ocurren transformaciones de estado sólido como consecuencia de las altas temperaturas durante la aplicación de la soldadura y el subsecuente enfriamiento que se producen cíclicamente. La región resultante depende del material de aporte utilizado, de las temperaturas alcanzadas, de los ciclos térmicos generados por el proceso, entre otros [16], obteniendo finalmente una zona de microestructura heterogénea y de gradiente de propiedades mecánicas [9]. En esta zona es donde es más común la nucleación de grietas a causa de tres factores fundamentales: altos niveles de hidrógeno, la sensibilidad del material y los niveles de tensiones residuales [26]. El factor sobre el cual se puede tener menos control es el estado de esfuerzos, por lo que es necesario un riguroso control de los otros dos factores para prevenir la temprana formación de grietas.

La presencia de hidrógeno genera un fenómeno conocido como agrietamiento en frío o agrietamiento inducido por hidrógeno (HIC) en los aceros inoxidables Ferríticos y Martensíticos. Sus efectos consisten en la reducción sustancial de la ductilidad y en un cambio del medio de fractura, de dúctil a frágil. Esto se debe a que el hidrógeno se queda en forma atómica en los espacios vacíos anclando dislocaciones, e inclusive, la acumulación de moléculas de hidrógeno en forma gaseosa desarrolla presiones lo suficientemente altas como para romper los enlaces atómicos y generar fisuras [27]. Lo más grave del caso es que las fisuras pueden aparecer con retardos de hasta dos semanas y no pueden ser detectadas fácilmente.

El hidrógeno puede tener diversas fuentes, como la humedad, el electrodo, el acero, etc. Por lo que este fenómeno puede ser evitado controlando el ambiente de soldadura y el electrodo utilizado. Otra razón que considerar al seleccionar el electrodo corresponde al material de aporte; una selección errónea del material de aporte puede generar microestructuras incompatibles entre este y el metal base, como austenita indeseada. Esto causa esfuerzos residuales entre las microestructuras cerca del punto de fluencia, que fomentan el crecimiento de grietas a partir de defectos pequeños. Un calentamiento previo a la soldadura, acorde con la ficha técnica del proveedor, es recomendable para reducir las probabilidades de la fisuración en frío y un mayor control en la microestructura del HAZ, además utilizar un gas de protección cuando sea necesario.

Para una estructura soldada, los esfuerzos residuales resultan de las deformaciones plásticas generadas durante el cambio de fase, causado por la influencia de las elevadas temperaturas, que afectan a la región adyacente [26]. Estos mismos

cambios de fase generan incompatibilidades en la microestructura del HAZ [22], refinamiento del grano [9] y formación de fases secundarias, que afectan el comportamiento de cierre de grieta y ocasionan mecanismos secundarios de fractura, como la inter granular. Los esfuerzos residuales tienden a tener mayor influencia que la microestructura cuando se refiere a propagación de grietas a fatiga en soldadura de rodets martensíticos homogéneos [16].

La naturaleza de las grietas implica que los esfuerzos a tensión promuevan su propagación, mientras que los que están a compresión tienden a cerrarlas y por ende impedir su crecimiento [9, 16]. Luego de soldar, el HAZ cuenta con esfuerzos residuales de ambas naturalezas. El HAZ puede dividirse en zonas más pequeñas según los flujos de calor provocados y las transformaciones de fase generadas, por ejemplo, la zona de fusión se reconoce por la presencia de pequeñas inclusiones y porosidades. La zona que posee mayor tensión superficial residual es aquella en el límite entre material de aporte y material base (no aparece de manera superficial), donde hay una parte de la martensita del metal base que se transforma completamente en austenita y la otra se transforma parcialmente.

Estos esfuerzos pueden ser liberados, aunque no por completo, a través de tratamientos térmicos luego de la soldadura. Otra opción consiste en realizar una sola pasada de soldadura en ondas, que elimina los ciclos térmicos de realizar varias pasadas, sin embargo, existe un riesgo de agrietamiento en frío a causa de las temperaturas alcanzadas. En conjunto, es necesario un control regular debido a las grietas originadas en la zona térmicamente afectada por soldadura y así ayudar a la prevención de fallas [16].

Cabe resaltar que existen casos en el que los álabes son unidos como juntas en T con penetración parcial de soldadura por lo que hay una porción sin soldadura que se considera como una grieta [9].

### 2.2.3 Ensamble mecánico con pernos y tornillos

Este método es relativamente nuevo y aún se encuentra en desarrollo. Se trata de un proceso en el cual las paletas (álaves) se conectan a la corona y a la banda del rodete, distribuidas alrededor del eje central, usando tornillos, ver Figura 2.5. Las piezas son manufacturadas mediante fundición de precisión con un maquinado posterior para realizar la cola de milano, que garantiza el posicionamiento relativo de los componentes, y las perforaciones requeridas para el ensamble.

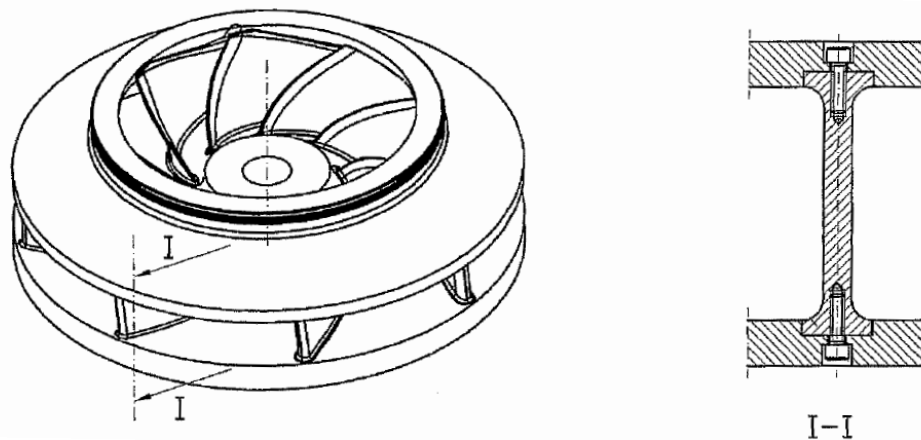
El ensamble de rodets usando tornillos aparece como una solución para reducir el daño por erosión. Esto se debe a que, entre las medidas para reducir la erosión, la más favorable consiste en la aplicación de recubrimientos que aumenten la resistencia a la abrasión sobre la superficie del rodete [28]. Sin embargo, para la aplicación del recubrimiento se necesita bastante espacio, por lo que solo suele ser aplicado en rodets de gran tamaño, y no suele ser aplicado en rodets que son soldados, ya que la aplicación de la soldadura compromete el estado del



recubrimiento. El arreglo con tornillos posee como ventaja la manipulación individual de los componentes por lo que se posibilita realizar tratamientos extra (químico, térmico o mecánico) [10, 29] sin comprometer su estado por un procedimiento térmico posterior (como sucede al soldar).

Otra aplicación para este tipo de rodets es el de ensayos de nuevos perfiles de álabes. Esto se debe a que, en un montaje de este tipo, sólo sería necesario la manufactura de los álabes con un perfil específico de estudio, en cuanto a diseño y fabricación, y el montaje se realizaría sobre una banda y una corona fijos [30]; de tal manera que se reducen gastos al no tener que remanufacturar estos dos últimos y al evitar los tratamientos térmicos y demás gastos por soldadura.

Figura 2.5. Dispositivo para un rodete [10]



Al igual que un ensamble por medio de soldadura, la unión pernada se ve afectada por los defectos de fundición, aunque con la ventaja de no exponerse obligatoriamente a altas temperaturas. Sin embargo, para el diseño es necesario considerar los esfuerzos críticos de los pernos, por ejemplo, la imagen de la patente, aunque ilustra vagamente lo que puede ser un montaje mediante pernos de un rodete, establece que los pernos están principalmente sometidos a flexión y a cortante, lo que no es recomendable en el diseño con este tipo de unión.

### 2.3 Ventajas y desventajas entre las tres alternativas

A continuación, se resume el contenido del capítulo en una matriz. En esta se asigna una valoración entre Alto, Medio o Bajo para las características asignadas como comparativas para cada proceso de manufactura estudiado.

Tabla 3. Cuadro comparativo entre los tres procesos de manufactura

Proceso de manufactura	Fundición	Soldadura	Unión pernada
------------------------	-----------	-----------	---------------

Característica			
Facilidad transporte del punto de fabricación al de operación	Baja	Media	Media
Acabado superficial	Medio	Alto	Alto
Esfuerzos residuales	Medio	Alto	Medio
Facilidad de manufacturar	Alto	Medio	Medio
Facilidad de ensamble	Alto	Bajo	Medio
Defectos	Alto	Medio	Bajo
Conocimiento de la técnica empleada	Alto	Medio	Bajo
Costos	Medio	Alto	Medio

### 3. DISEÑO

En este capítulo se trata el diseño de los componentes necesarios para los experimentos: el experimento mismo, el utillaje y las probetas, además de la adecuación de la máquina de ensayo. El primer paso consistió en el diseño de las probetas para simular la unión de estudio. Seguidamente se realizó una propuesta del utillaje sobre la máquina seleccionada y se dimensionaron simultáneamente las probetas y el utillaje en función de los esfuerzos con los que es posible trabajar y del espacio disponible. Posteriormente se procedió con la adecuación de la Prefisuradora para los ensayos, usada originalmente para ensayos de CTOD.

Una consulta bibliográfica permitió definir parte de las dimensiones de las probetas y usando programas computacionales se determinaron las dimensiones restantes para obtener valores de esfuerzo dentro del rango elástico de la curva S-N. Una vez definidas las probetas se procedió a comprobar la efectividad del utillaje para los ensayos bajo los niveles de carga establecidos, igualmente usando programas de simulación. Finalmente se realizó el diseño del experimento, estableciendo el número de probetas a fabricar, los niveles de ensayo a evaluar y la instrumentación requerida.

#### 3.1 Diseño de probetas

El desarrollo del presente proyecto depende de la efectiva simulación de la unión entre el álabe y la corona (o banda) de un rodete, por ello, se realizó una consulta bibliográfica que indicase las probetas adecuadas para el estudio de la unión en cuestión. La consulta reveló que el análisis de los esfuerzos y sus consecuencias en la unión pueden ser determinados al realizar ensayos sobre probetas en forma de T. A continuación, se presenta el análisis de dicha unión según la información recopilada y se concluye en los planos de las probetas de ensayo.

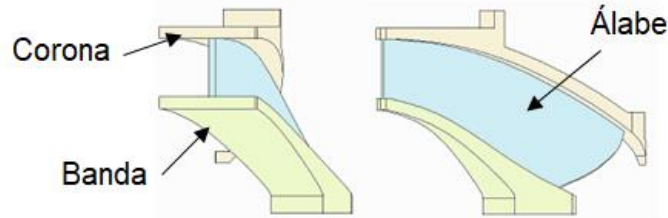
##### *Parámetros de diseño*

Como se explica en el capítulo 2, un rodete se compone de la unión de varias paletas (llamadas álabes) unidas en un extremo con la banda y en el otro con la corona. En la Figura 3.1 se muestra un corte de un álabe que hace referencia a la unión descrita.

Se sabe que la presión del fluido sobre los álabes genera esfuerzos a flexión que comprometen la integridad de la pieza. Estos esfuerzos se concentran en la unión entre el álabe y los otros dos elementos. Bajo cargas reales, las simulaciones muestran que los esfuerzos de flexión son más críticos en la unión del álabe con la corona, siendo los esfuerzos en el otro extremo de la misma naturaleza, solo que de menor magnitud.

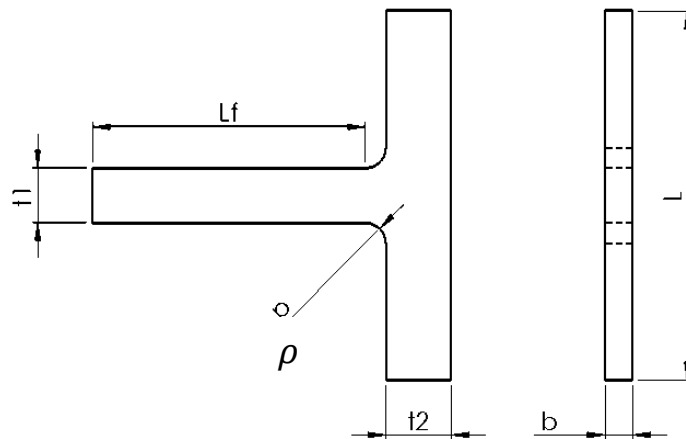
Para simplificar los cálculos, las simulaciones se realizan bajo los supuestos de que la rigidez de la banda y la corona son significativamente más grandes que la de los álabes, y de que la presión del fluido considerada se distribuye uniformemente sobre la paleta. En este sentido, los esfuerzos resultantes serían los ejercidos por una carga distribuida sobre una viga empotrada en un extremo y simplemente apoyada en el otro.

Figura 3.1. Sección de referencia de un rodete



Al ser el objetivo simular los esfuerzos sobre la unión, no es necesario conseguir la distribución de esfuerzos sobre toda la viga, como lo indica el modelo anteriormente descrito. Por lo tanto, la junta entre el álabe y la corona (o banda) puede ser idealizada como una junta en T sujeta a flexión pura [5]. A continuación se presenta un esquema de lo que es la probeta en forma de T utilizada en los ensayos donde:  $t_1$  es el ancho de la viga,  $t_2$  el ancho de la base,  $\rho$  es el redondeo,  $b$  es el espesor de la probeta,  $L$  es la longitud de la base y  $L_f$  la longitud de la viga, ver Figura 3.2.

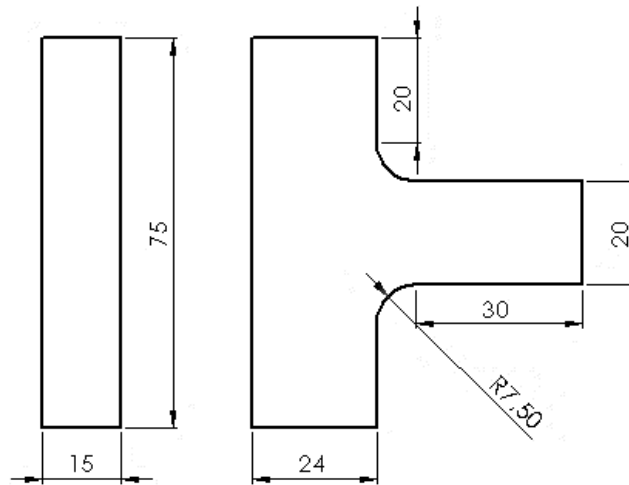
Figura 3.2. Junta simplificada entre la corona y el álabe



La consulta bibliográfica estableció la dependencia del ancho de la base y del redondeo respecto del ancho de la viga  $t_1$ , de tal manera que se minimice el efecto del redondeo como concentrador de esfuerzo y se pueda analizar entonces el efecto de la manufactura, así:  $t_2 = 6/5 * t_1$  y  $\rho = 0,375 * t_1$ . Adicionalmente, se optó por un redondeo  $\rho = 7,5 \text{ mm}$ , conservando la medida usada en la referencia [5]. La

longitud de la viga  $L_F$  y el espesor  $b$  dependen del material disponible y del esfuerzo que se desee generar en la probeta, ver Ecuación (13). Debido a la disponibilidad del material se seleccionó un valor de  $L_F$  igual a 30mm y el espesor fue establecido de tal manera que pudiera alojar un perno, que corresponde a uno de los criterios para los ensayos.

Figura 3.3. Dimensiones finales de las probetas



#### *Verificación de esfuerzos*

Usando elementos finitos en el módulo programa Workbench de Ansys se realizaron simulaciones de las probetas para corroborar los esfuerzos calculados. Un extremo de la probeta se determinó como soporte fijo y en el eje neutro de la probeta, sobre el extremo en voladizo, se aplicó la deflexión de estudio como lo ilustra la Figura II.0.1 en los Anexos. En la malla se incluyó un refinamiento en la zona del redondeo, superior e inferior, y las propiedades del material utilizadas corresponden a las descritas en la Tabla 2. Finalmente se realizó la convergencia de malla para garantizar la convergencia de los resultados, ver anexos.

Los resultados corroboran los esfuerzos calculados analíticamente en la zona de la unión con un error aceptable, siendo el concentrador de esfuerzo teórico igual a 1,262, ver Tabla 4. En los anexos se presentan las gráficas resultantes de la simulación para ejemplificar los datos tabulados; incluyen las condiciones de borde, los esfuerzos resultantes y la gráfica de convergencia de esfuerzo.

Se utilizó la misma simulación para la unión soldada que para la unión fundida ya que se asume que la soldadura aplicada rellena completamente la zona entre la unión de la probeta. La unión pernada, por su parte, debe ser considerada por separado ya que además de que la configuración geométrica es diferente (las dos piezas que encajan una sobre la otra, el álabe sobre la corona) es necesario analizar por separado la resistencia del perno ante las cargas aplicadas.

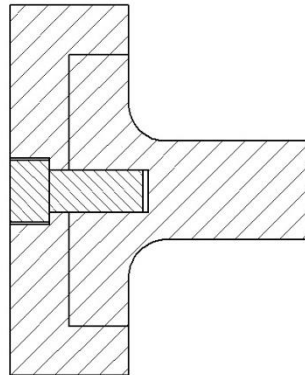
Tabla 4. Esfuerzos de simulación vs esfuerzos analíticos para la probeta

Deflexión, $\delta$ [mm]	Esfuerzo esperado, $\sigma_r$ [MPa]	Esfuerzo simulación, $\sigma_a$ [MPa]	%Error
0,16	556,13	571,67	2,79
0,14	486,62	500,22	2,79
0,12	417,10	428,76	2,79

### *Probeta pernada*

La probeta pernada requería una simulación individual debido a las características que implica el uso del perno: los contactos entre el perno y el agujero, la resistencia del perno, la rosca y la precarga etc. Adicionalmente era necesario para los propósitos del ensayo que la probeta contara con las características geométricas de la unión encontradas en la bibliografía y al mismo tiempo su perno soportase las condiciones del ensayo. La propuesta original para el diseño de la probeta se ilustra en la Figura 3.4, y corresponde a una aproximación de lo descrito en la sección 2.2.

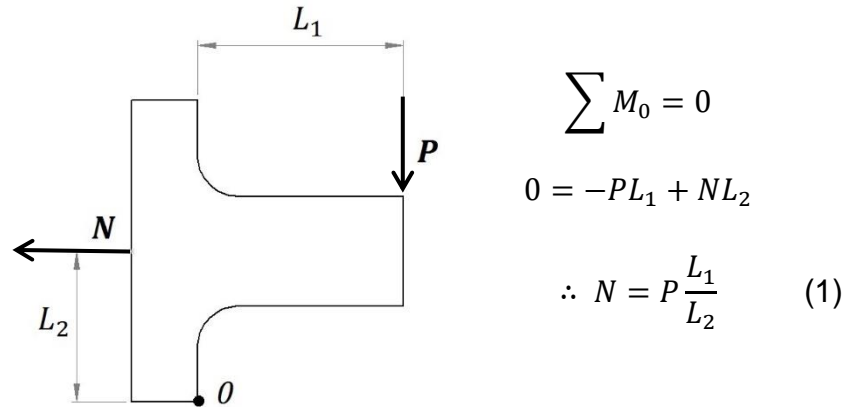
Figura 3.4. Probeta propuesta basada en la patente [10]



Para la configuración seleccionada se evaluó el factor más crítico de la unión, en este caso el perno, para la carga  $P$  generada por la deflexión aplicada, calculada con la expresión (11). La fuerza resultante sobre el perno se considera como una fuerza normal  $N$ , que somete el perno a tensión, ver Figura 3.5.

La fuerza  $P$  hace que el bloque interno, que representa el álabe, pivotee sobre el bloque externo, que representa la corona y por lo tanto está fijo, en el punto  $O$ , lo que hace posible establecer la sumatoria de momentos en este punto y así determinar la relación entre la carga sobre el perno y la aplicada con la expresión (1). Con esta información y la ecuación (14), ver los anexos, es posible realizar un procedimiento iterativo para determinar el diámetro del perno adecuado para la realización del ensayo.

Figura 3.5. Cargas sobre el perno de la probeta



Sin embargo, el diseño de probeta planteado no cumplía con la condición del factor de carga debido a las dimensiones reducidas de la probeta. Esto es, el perno debía ser proporcional y por ende de un menor diámetro al encontrado en una situación real, por lo que los esfuerzos sobre él serían de mayor magnitud comparados con los de un rodete sometido a la misma deflexión. Como el objetivo del ensayo consiste en comparar el comportamiento del material ante las condiciones de ensamble, y no el comportamiento del perno, se optó por utilizar el número de pernos, tamaño, longitud y rosca necesarios para que soporten las condiciones de ensayo por encima del material, por lo que el diseño de la probeta fue modificado como en la Figura 3.6 y la carga a tensión resultante fue  $N = PL_1/(L_2 + L_3)$ , siendo  $L_2$  y  $L_3$  las distancias a los pernos desde el punto  $O$ . Las propiedades de los pernos utilizados se muestran en la Tabla 5.

Figura 3.6. Diagrama de la probeta pernada final

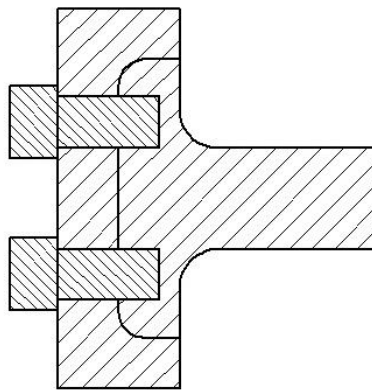


Tabla 5. Características de los pernos de la probeta

Diámetro del perno, $d$ [pulg]	Tipo de rosca	Material	Longitud roscada, $l_r$ [mm]	Longitud sin rosa, $l_d$ [mm]
3/8	UNF	SAE G5	7	12

Tabla 6. Propiedades del material del perno

Material	Resistencia de prueba mínima [kpsi]	Resistencia mínima a la tensión [kpsi]	Resistencia mínima a la fluencia [kpsi]	Resistencia a la fatiga [kpsi]
SAE G5	85	120	92	18,6

Tabla 7. Factor de carga para los pernos de la probeta

Deflexión sobre la probeta, $\delta$ [mm]	Carga $P$ [N]	Fuerza de tensión, $N$ [N]	Factor de carga, $n$	Factor de seguridad a la fatiga, $n_f$
0,16	26220,39	17877,54	1,79	1,78
0,14	22942,84	15642,85	2,05	2,04
0,12	19665,29	13408,16	2,39	2,38

Las simulaciones en elementos finitos fueron realizadas en el programa de Ansys para evaluar el efecto del perno sobre el material. Las condiciones de contacto entre las dos falanges, y de los vástagos con la falange que no es roscada, se establecieron como friccionales con un coeficiente de 0,2. Los contactos entre los vástagos de los pernos roscados fueron fijos, con su comportamiento simétrico y de formulación *Augmented Lagrange* con el método de detección *Nodal-Normal From Contact*. La cabeza del perno con la falange tiene un contacto simétrico de formulación de *Augmented Lagrange*, pero usando un método de detección *On Gauss Point*. Los contactos se grafican en la Figura 3.7. [31].

Debido a que la probeta se introducirá en la cavidad del utillaje, se restringió el desplazamiento de la probeta en el eje  $Z$ , en las caras laterales, en el eje  $Y$ , en las caras superior e inferior de la corona, y en el eje  $X$ , en la cara frontal y lateral de la corona, porque existe un movimiento relativo del álabe sobre la corona que permite que el álabe se desplace en esa dirección. Adicionalmente fue utilizada la herramienta *Bolt Pretension* para asignar la precarga en los ejes de los vástagos, ver Figura 3.8.

En la tabla 5 se presenta una comparación de los esfuerzos resultantes en las simulaciones con los esfuerzos calculados para un factor de concentración de esfuerzo determinado.



Tabla 8. Resultados de las simulaciones para la probeta pernada

Deflexión, $\delta$ [mm]	Esfuerzo esperado, $\sigma_r$ [MPa]	Esfuerzo simulación, $\sigma_a$ [MPa]	%Error
0,16	556,13	519,47	6,59
0,14	486,62	466,28	4,18
0,12	417,10	407,51	2,30

Figura 3.7. Contactos de la probeta pernada

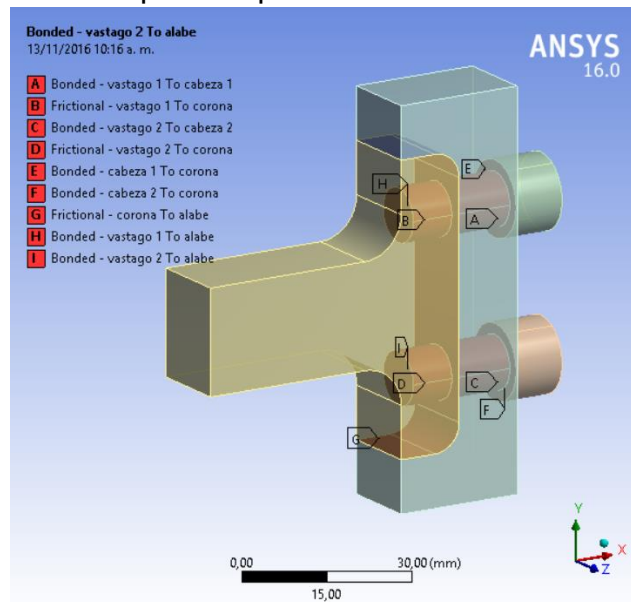
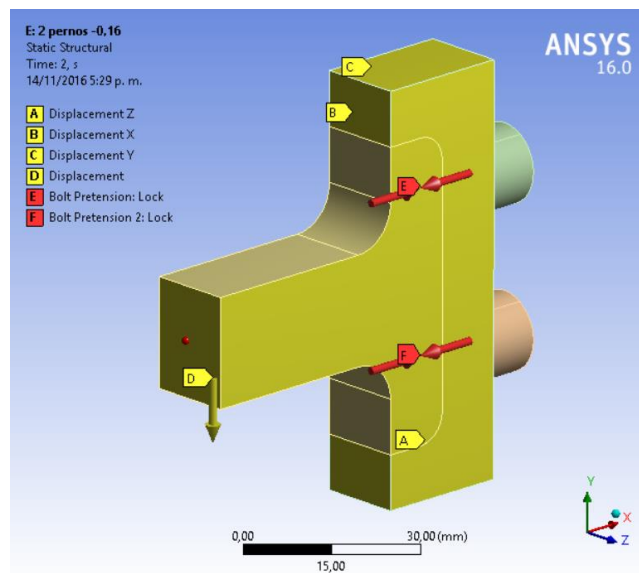


Figura 3.8. Condiciones de frontera para la probeta pernada



### Probeta soldada

Esta probeta tiene requerimientos especiales en cuanto a su maquinado y temperaturas a alcanzar. Para el proceso se seleccionó el electrodo Griloy 24 para el proceso SMAW por las dimensiones reducidas de la probeta. Esto requiere de un precalentamiento en el horno a 70°C del electrodo y a 150°C el precalentamiento del material y la temperatura entre pases. Posterior a la soldadura se necesita de un tratamiento térmico a 620°C/hora por cada pulgada de espesor del material. Adicional a los requerimientos del material de aporte, según la norma [32] es necesario de un mecanizado de doble bisel que garantice la penetración del material de aporte, para el caso de estudio se aplica la norma según el siguiente cuadro:

Figura 3.9. Detalle de la ranura de la junta soldada para garantizar completa penetración, dimensiones en milímetros

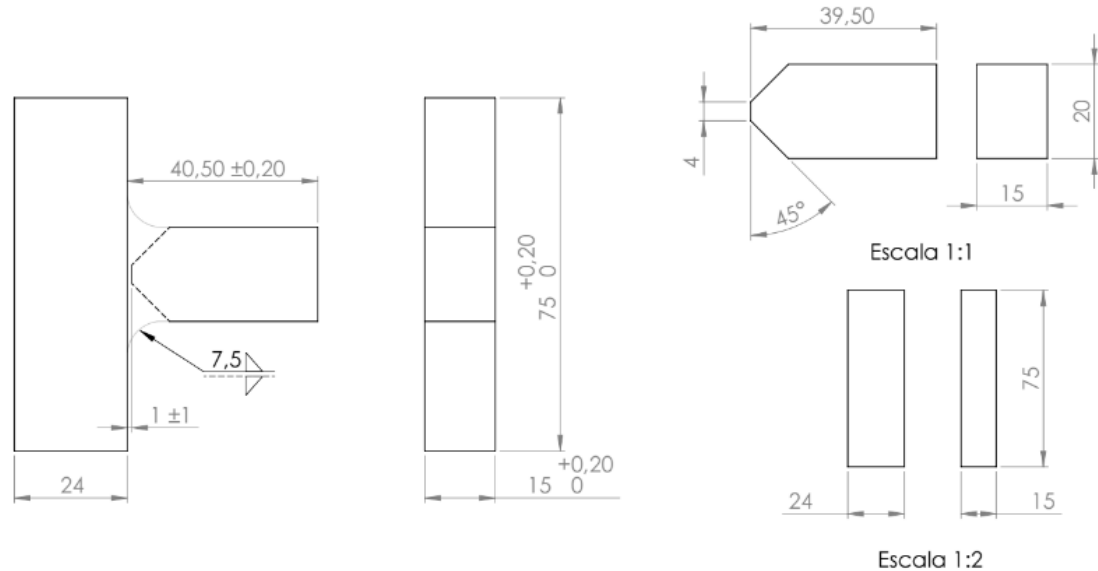
Double-bevel-groove weld (5)  
T-joint (T)  
Corner joint (C)

ALL DIMENSIONS IN mm

Welding Process	Joint Designation	Base Metal Thickness (U = unlimited)		Groove Preparation			Permitted Welding Positions	Gas Shielding for FCAW	Notes			
		T <sub>1</sub>	T <sub>2</sub>	Root Opening Root Face Groove Angle	Tolerances							
					As Detailed (see 3.13.1)	As Fit-Up (see 3.13.1)						
SMAW	TC-U5b	U	U	R = 0 to 3 f = 0 to 3 α = 45°	+2, -0 +2, -0 +10°, -0°	+2, -3 Not limited +10°, -5°	All	—	C, D, J, M, N, V			
GMAW FCAW	TC-U5-GF	U	U				All	Not required	A, C, J, M, N, V			
SAW	TC-U5-S	U	U	R = 0 f = 5 max α = 60°	±0 +0, -5 +10°, -0°	+2, -0 ±2 +10°, -5°	F	—	C, J, M, N, V			

En este orden de ideas, se realizó el biselado en la probeta, según el plano indicado en la Figura 3.10.

Figura 3.10. Piezas y ensamble de la probeta soldada

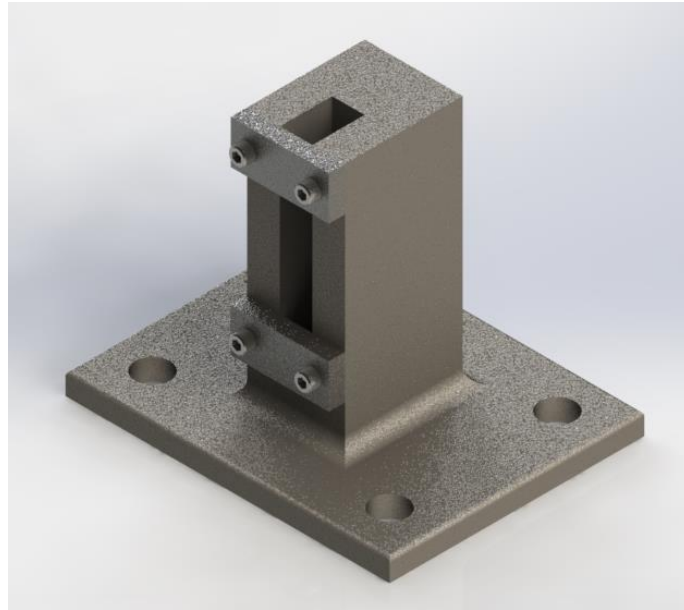


### 3.2 Diseño del utillaje

Como se mencionó en la sección 3.1, las probetas de junta en T pretenden simular una condición de flexión sobre un punto de la probeta, de tal manera que el otro extremo presente la condición de empotramiento. En este orden de ideas se diseñó el utillaje con el objetivo de cumplir con la condición de empotramiento en el montaje y ejercer la función de dispositivo de agarre de la probeta de tal manera que esta quedara sujeta en posición vertical sobre la mesa de la fresadora.

El utillaje propuesto es una estructura rígida con una cavidad en la que se posiciona la probeta. Para garantizar el agarre de la probeta se utilizaron unas láminas en la parte frontal del utillaje, que sirven de tope y ajustan la probeta en el extremo que debe permanecer fijo. Dichas láminas se ensamblan a través de pernos que garantizan la unión no permanente y así poder cambiar las probetas al finalizar cada ensayo. Adicionalmente, la sujeción del utillaje a la mesa de la fresadora se realiza a través de los pernos de la mesa de la fresadora, por lo que la lámina inferior del utillaje cuenta con los agujeros para su posicionamiento. A continuación, se presenta una imagen del modelo CAD realizado para el diseño conceptual.

Figura 3.11. Diseño conceptual del utillaje



Seguidamente, se simuló el estado de cargas sobre el utillaje en elementos finitos para encontrar el factor de seguridad de las piezas para el montaje establecido con un margen respecto de la deflexión máxima alcanzada por la Prefisuradora. Como material se escogió acero SAE 1020 por su disponibilidad en el laboratorio. En la Tabla 9 se presentan las propiedades del material.

Tabla 9. Propiedades del acero SAE 1020 [33]

Propiedad	Magnitud	Unidades
Densidad	7,87	g/cc
Resistencia última a la tensión	450	MPa
Resistencia de fluencia a la tensión	330	MPa
Módulo de elasticidad	186	GPa
Relación de Poisson	0,29	-
Modulo a cortante	72	GPa

Las simulaciones se llevaron a cabo en el programa ANSYS Workbench para el montaje del utillaje con la probeta que será utilizada en el ensayo. Las condiciones del análisis fueron: una deflexión en el extremo de la probeta, la base del utillaje como un soporte fijo, la precarga sobre los pernos y las respectivas superficies de contacto, ver Figura II.0.4 en los Anexos. Las dimensiones del utillaje se establecieron según el material disponible para la fabricación y se iteró con el diámetro de los pernos hasta que el número de ciclos que soportasen fuese mayor a los esperados para las probetas. Adicionalmente fue necesario incluir en el diseño una ranura, para que encajaran las cabezas de los tornillos de la probeta perna,

y una lámina en la parte superior de la cavidad de la probeta, que impidiese que esta se desplazase hacia arriba, ésta última fue sujeta por tornillos de las mismas propiedades que los tornillos frontales.

Las condiciones de contacto principalmente fueron friccionales con un coeficiente de 0,2 entre los elementos móviles tales como las láminas frontales y superior, los bloques de ajuste superior en inferior dentro de la cavidad de la probeta, y la probeta misma. La soldadura se fijó a la superficie de la base y de la lámina inferior y el contacto entre la base y la lámina inferior se determinó *friccional* con el mismo coeficiente anterior. Finalmente, los contactos utilizados para los pernos se realizaron de la misma manera que al evaluar las probetas pernadas, haciendo el cambio en la magnitud de la precarga ya que ésta cambia en función de los diámetros de los pernos, luego realizar iteraciones se establecieron los pernos de media pulgada SAE G5 UNF, ver Tabla 6.

En los anexos se presentan las condiciones de borde, distribuciones de esfuerzo y una gráfica de la convergencia del montaje configurada para los esfuerzos sobre la probeta de ensayo. Debido a la repetitividad del procedimiento, las gráficas incluidas en el documento corresponden a la condición de deflexión igual a 0,2mm mientras que los demás resultados se presentan en la Tabla 10. Los planos se adjuntan en los anexos.

Tabla 10. Esfuerzo de la probeta al estar montada sobre el utillaje

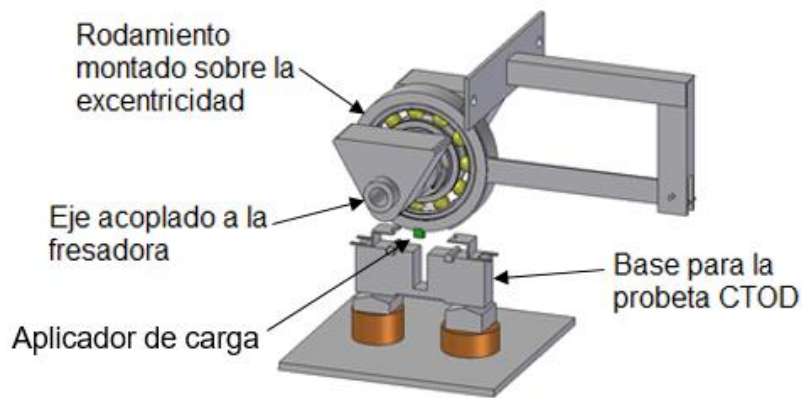
Deflexión, $\delta$ [mm]	Esfuerzo de la probeta [MPa]	Deflexión de la base [mm]	Porcentaje de la deflexión que es ejercido por el utillaje
0,24	615,31	0,037	15,25%
0,22	561,38	0,035	15,98%
0,20	508,40	0,033	16,60%
0,17	429,75	0,030	17,64%
0,16	403,43	0,029	18,09%

Los pernos fueron calculados usando la herramienta *probe* de Ansys sobre la precarga aplicada en la simulación. Esta herramienta otorga una suma del valor de la precarga y la carga de trabajo del sistema sobre el tornillo, despejando este valor se puede calcular el factor de seguridad a la fatiga del perno usando la ecuación (19) para los pernos seleccionados la fuerza es de 274,1 N con lo que se consigue un factor de seguridad superior a 10.

### 3.3 Prefisuradora [34]

Es un dispositivo utilizado para realizar ensayos a fatiga en tres puntos. Funciona gracias al movimiento rotacional de un rodamiento montado sobre un mecanismo de doble excéntrica, la rotación causa el desplazamiento vertical del aplicador de carga posicionado en la parte inferior del rodamiento (en la Figura 3.12 se ve en color verde) y genera una deflexión en la probeta con la que tiene contacto. El desplazamiento depende del posicionamiento relativo de una excéntrica respecto de la otra proporcionando 15 configuraciones disponibles. Adicionalmente, la Prefisuradora está diseñada para ser montada sobre una fresadora universal que cuenta con una mesa para el posicionamiento de componentes, sobre la cual pudo ser montado el utillaje.

Figura 3.12. Montaje original de la Prefisuradora



En primer lugar, se realizó un inventario y un análisis de la Prefisuradora, principalmente de las piezas necesarias para el montaje encargado de la aplicación de la carga, que incluye:

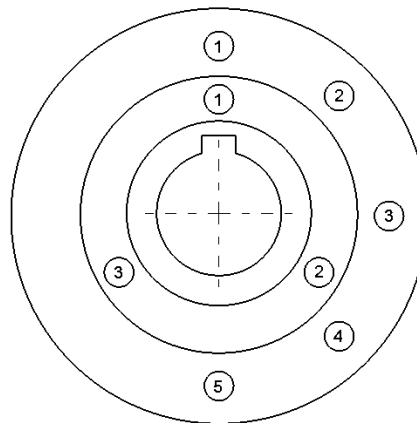
- Excéntricas: externa e interna
- Rodamiento
- Disco del aplicador de carga, montado sobre el rodamiento
- Aplicador de carga, soldado al disco

De los componentes mencionados se disponía de las excéntricas, que son las piezas más complejas de ser maquinadas, y de la base para la probeta CTOD que no fue utilizado. Fue necesario maquinar las piezas restantes y conseguir el rodamiento según el fabricante de la Prefisuradora. Las modificaciones adicionales incluyeron un aplicador de carga acorde a las nuevas condiciones de esfuerzo (según las dimensiones de las probetas y la condición de fuerza a flexión sobre ellas) y un nuevo eje con su correspondiente acople a la fresadora, ya que no se contaba con el acople rígido o el eje mencionados en el diseño original de la

Prefisuradora, y aunque esta pudiese ser montada en el eje original de la fresadora, las condiciones de fuerza aplicada ameritaban el diseño de un eje adicional para garantizar la integridad del eje de la fresadora. Los planos se encuentran en los anexos.

Seguidamente se estudió el mecanismo de la doble excéntrica. La excéntrica interna cuenta con tres marcas para el posicionamiento, mientras que la excéntrica externa posee 5 marcas, en la Figura 3.13 se ven numeradas. Usando el disco guía es posible garantizar la fijación y el posicionamiento relativo de una excéntrica respecto a la otra de tal modo que se consigan 15 configuraciones de excentricidades fijas para todo el conjunto. La carga aplicada depende del desplazamiento vertical generado por la Prefisuradora que se fija por la excentricidad de todo el conjunto. Se realizaron mediciones con un comparador de carátula para determinar cuál era la posición de las excéntricas que generaba un mayor desplazamiento vertical para ser usado en los ensayos.

Figura 3.13. Esquema de las excentricidades externa e interna de la Prefisuradora montada una sobre la otra.



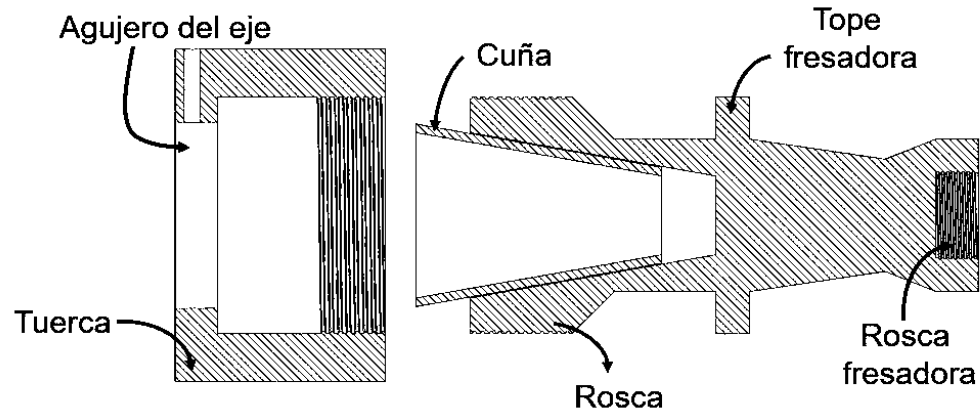
### 3.3.1 Diseño del eje

Se chequearon las cargas ejercidas por la probeta sobre el eje para establecer los esfuerzos alcanzados sobre este último. Debido a que se desconocía el material del cual está hecho el eje de la fresadora se optó por maquinar uno que cumpliera con las condiciones de ensayo y pudiese ser instalado en la fresadora usando los acoples disponibles.

El acople, ver Figura 3.14, consiste en un conjunto de una tuerca, con una perforación central para introducir el eje, y la rosca, un elemento hueco con una cuña en el interior que es atornillado al motor de la fresadora. El eje se introduce en el conjunto y al apretar la tuerca, la cuña aprisiona el eje fijándolo al conjunto. A su vez, el acople se atornilla a la fresadora de la misma forma que los ejes usuales con los que trabaja, así se realiza la transmisión de potencia. Para garantizar la sujeción es necesario que el eje tenga un diámetro de 25mm en la zona que es acoplada.

Adicionalmente, fue necesario incluir una ranura con rosca en la tuerca de forma radial, para la inserción de un tornillo que sirviera de pasador al eje, para evitar que el eje se desplazara axialmente por el movimiento del motor.

Figura 3.14 Conjunto acople del eje a la fresadora



Para los desplazamientos establecidos, la carga máxima  $P$  sobre la probeta corresponde a 25kN que sería una fuerza radial sobre el eje. Adicionalmente, se sabe que para garantizar la integridad de los ensayos es necesario que la rigidez del eje sea mayor a la de la probeta, por lo que se decidió iterar con las distancias entre apoyos y el empotramiento del eje para minimizar el momento sobre el empotramiento y garantizar un valor aceptable de rigidez, limitando la longitud total del eje a 50 cm (la longitud del eje actual).

A continuación se presenta el diagrama de cuerpo libre, Figura 3.15, para la condición de optimización junto con las gráficas de momento y cortante, Figura 3.16 y Figura 3.17 respectivamente. Se presenta la longitud total del eje, con la unión a la fresadora como un empotramiento, y los apoyos de los rodamientos como apoyos simples.

La resistencia a la fatiga del eje se analizó en tres puntos: el primero corresponde al codo presente en el cambio de sección necesario para el acoplamiento del eje a la fresadora, punto B; el segundo corresponde al punto donde se encuentra el pasador del acople del eje de la fresadora con el eje de la Prefisuradora, punto C; y el tercero en la posición donde se ejerce el contacto con la probeta, punto E. En los tres puntos se consideran los efectos del torque ( $T_m$ ) y de los momentos alternante y medio ( $M_a$  y  $M_m$ ). Adicionalmente se presenta el factor de seguridad del pasador usado para evitar el movimiento axial del eje sobre los apoyos de la fresadora.



Figura 3.15 Diagrama de cuerpo libre del eje

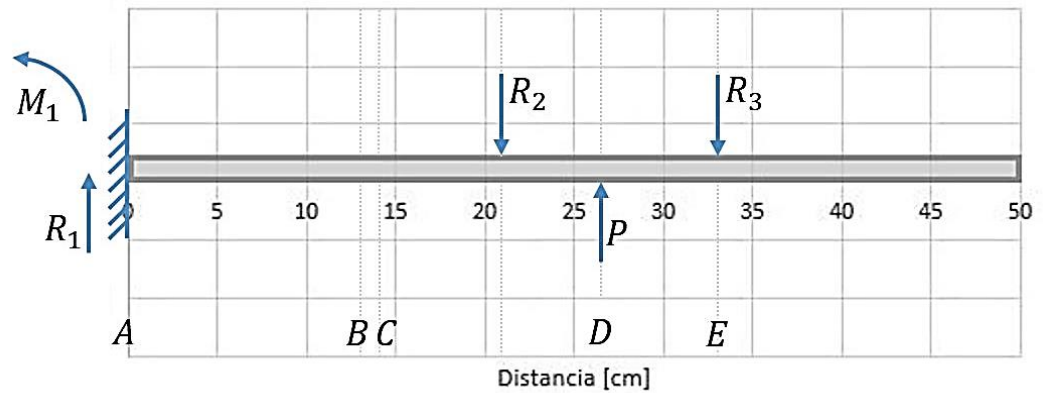


Figura 3.16 Diagrama de cortante

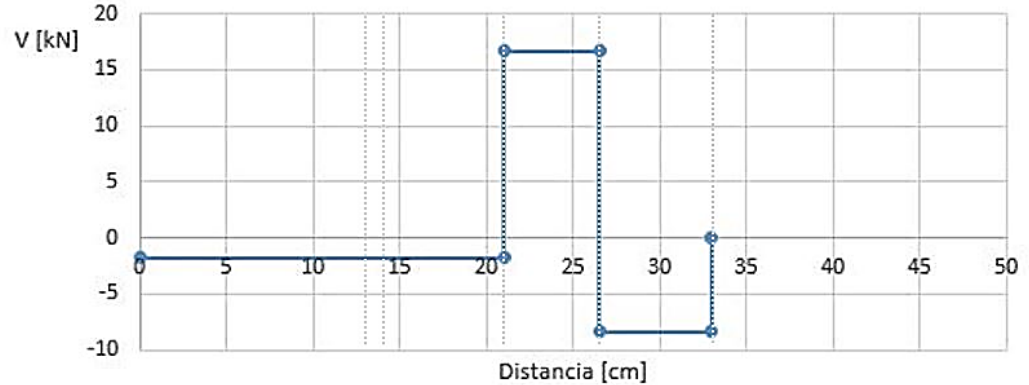
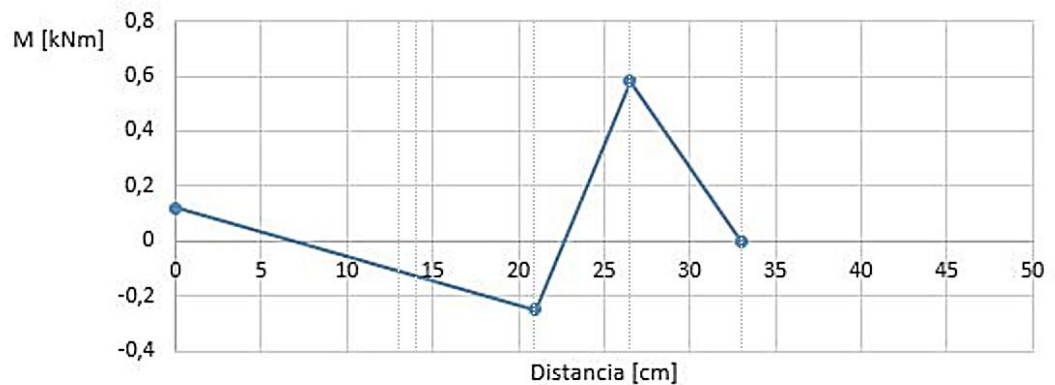


Figura 3.17 Diagrama de momento



Los factores de seguridad en cada punto se calcularon usando la ecuación de fatiga para ejes bajo el criterio de Goodman con  $T_a = 0$ , ecuación (2). Como material se seleccionó el acero SAE 4140 por sus altos niveles de resistencia, ver Tabla 11, además de su costo asequible.

$$\frac{1}{n} = \frac{16}{\pi d^3} \left[ \frac{1}{S_e} \sqrt{4(K_f M_a)^2 + 3(K_{fs} T_a)^2} + \frac{1}{S_{ut}} \sqrt{4(K_f M_m)^2 + 3(K_{fs} T_m)^2} \right] \quad (2)$$

Tabla 11. Propiedades mecánicas del acero SAE 4140

Densidad [g/cc]	Módulo de elasticidad, E [MPa]	Relación de Poisson	Resistencia a la tensión, mínima [MPa]	Resistencia a la fluencia, mínima [MPa]
7,85	2,1e11	0,3	900	690

Tabla 12. Factores de seguridad para el eje

Posición	Punto B	Punto C	Pasador, punto C	Punto E
Factor de seguridad, n	14,23	7,27	6,62	7,22

### 3.4 Diseño del experimento

Los ensayos a fatiga *S-N* de ciclos de esfuerzos con amplitud constante y niveles de esfuerzo medio específicos son con frecuencia llamados ensayos Wöhler. Estos ensayos son los más comunes y proporcionan información valiosa al ingeniero acerca del comportamiento a fatiga de un componente durante el proceso de diseño. El propósito del ensayo es representar comportamiento de un componente o material en estudio ante esfuerzos variables [34]. A continuación, se presenta el número de probetas adecuado para el experimento, el modelo matemático propuesto para evaluar efecto de los procesos de manufactura estudiados sobre la vida de las probetas y finalmente se describe el montaje y procedimiento experimental usado.

#### *Número de probetas*

Para la construcción de la curva esfuerzo-vida se cuenta con recursos limitados, así que el tamaño de la muestra debe ser cuidadosamente seleccionado, de tal manera que los costos de los experimentos no sean excesivos en cuanto a material y tiempo.

Para la zona finita de la curva se recomienda determinar el tamaño de la muestra según sea el objetivo del ensayo y en función de un porcentaje de replicación dado, ver la sección de Fatiga en los Anexos. En nuestro caso, ya que se trata de un ensayo para pruebas de investigación, el porcentaje correspondiente de replicación debe ser entre 33 y 50, con una muestra de 6 a 12. Usando la ecuación (24) para una muestra de 6 unidades, la menor posible, y asumiendo tres niveles de esfuerzo, de tal manera que sean dos probetas por nivel, se obtiene un porcentaje de replicación igual a 50, que se encuentra en el rango recomendado. Sin embargo, se

debería considerar en el diseño del experimento el nivel de esfuerzo como otro factor por lo que se contaría con solo dos replicas por tratamiento, aumentando la posibilidad de error.

Por otro lado, para el cálculo del régimen infinito se usa el método de mínimos cuadrados, en el cual se destinan al menos 6 probetas para establecer la curva [35]. En este caso, el trabajar en esta zona aumenta el tiempo dedicado a los ensayos, además que el daño acumulado del eje al nivel de esfuerzo correspondiente en esta zona sería catastrófico, por lo que no se considera como opción viable. Se estableció que los ensayos se realizasen a un solo nivel de esfuerzo con un número de probetas disponibles de 6 por caso estudiado.

### *Modelo estadístico*

El experimento tiene como objetivo el comparar los tres tipos de manufactura para la unión descrita entre el álabe y la corona (que ilustra también la del álabe y la banda) ante esfuerzos fluctuantes. Por lo tanto, la primera variable de estudio a considerar debe ser la del proceso de manufactura y la denominaremos factor de tratamiento ya que es de interés conocer su efecto sobre la variable de respuesta. En este orden de ideas nuestros tratamientos a tratar serian fundición, soldadura y unión pernada.

La naturaleza del experimento son ensayos a fatiga, donde las probetas diseñadas en la sección 3.1 son sometidas a esfuerzos fluctuantes y luego de un determinado número de ciclos fallan (o no). Entonces, las probetas corresponden a la unidad experimental y el número de ciclos a la variable de respuesta. Por cuestiones de la cantidad reducida para la fabricación de las probetas se optó por realizar los ensayos ante un solo nivel de esfuerzo en lugar de construir una curva de esfuerzo vida.

El modelo matemático correspondiente al diseño del experimento propuesto equivale a:

$$y_{ij} = \mu + \tau_i + \varepsilon_{ij} \quad \forall_{ij} \quad (3)$$

$y_{ij}$	Valor del número de ciclos debido al i-ésimo proceso de manufactura bajo la j-ésima réplica.
$\mu$	Media general sin considerar los tratamientos
$\tau_i$	Efecto del i-ésimo proceso de manufactura sobre el número de ciclos
$\varepsilon_{ij}$	Error experimental aleatorio debido al i-ésimo proceso de manufactura y a la j-ésima réplica

Bajo los supuestos de correcta especificación, homogeneidad de varianza, independencia y normalidad.

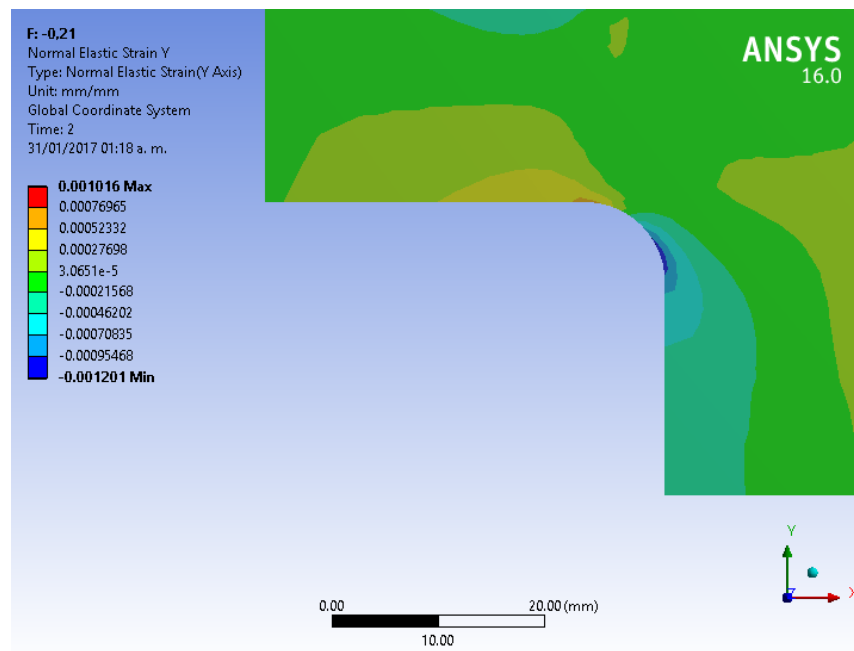
La hipótesis inicial es que los i-ésimos efectos de los procesos son iguales a cero. Debido al objetivo del experimento, se espera que la hipótesis sea refutada, es decir, que sí exista una diferencia entre el comportamiento de las curvas para cada factor, para ello se realiza un análisis de varianza del experimento, usando las ecuaciones descritas en los anexos.

### 3.4.1 Adquisición de datos

#### *Esfuerzos*

El montaje consiste en la ubicación de una galga extensiométrica longitudinalmente en la línea central de la cara inferior de la viga de tal manera que las cargas torsionales no afecten la medida y los cables no interfieran con la aplicación de la carga. Para evitar que las cargas axiales se presenten, la galga debe ser correctamente posicionada en una zona donde no se presenta la triaxialidad de esfuerzos presentes en el redondeo y se minimicen los efectos de las deformaciones en las direcciones que no son de interés. Para identificar este punto se usaron las simulaciones de las probetas evaluando los resultados para los esfuerzos y las deformaciones en cada eje individualmente. Se determinó el punto de interés según las deformaciones del eje Y ya que las deformaciones en el eje Z son de magnitud despreciable.

Figura 3.18. Distribución de deformaciones en el eje Y para una probeta sometida a una deflexión de -0,21 mm sobre el utillaje



La sensibilidad del instrumento es de micro deformaciones  $\left(\mu \frac{mm}{mm} \equiv 10^{-6} \frac{mm}{mm}\right)$  siendo la deformación máxima permitida por la galga igual a 2%. A continuación, se presentan los tipos de galgas disponibles y sus propiedades.

Tabla 13. Propiedades de las galgas

Tipo	Resistencia ( $\Omega$ )	Factor de galga	Lote No.	Grado	Cantidad
BF350-2AA(11) T0-F-X-V	350,4 $\pm$ 0,1	2,0 $\pm$ 1%	2009-10-237-J10-5	A	15
6/120 LY11	120 $\pm$ 0,35%	2,04 $\pm$ 1,0%	812057403	-	3

El equipo disponible para la medición de deformaciones es un *Dynamic Strain Recorder DC-104R* con su correspondiente software de configuración y display. También se dispone de un conector para deformímetros de resistencia de 120 Ohms.

#### *Número de ciclos*

Los ciclos alcanzados se determinan analizando el número de deformaciones medidas por el sistema de adquisición de datos. A partir de los datos obtenidos se fija cada periodo, se contabilizan y de ser necesario se identifican los cambios pertinentes en la magnitud de las deformaciones. De esta manera se establece el fin del ensayo exactamente cuando las deformaciones medidas sean nulas, obteniendo un valor más preciso que uno indicado por la observación del experimentador.

#### 3.4.2 Calibración de la celda de carga y del montaje

La calibración del montaje consistió en dos pasos: calibración de la celda de carga y de la galga en cada probeta. La calibración de la celda de carga se realizó para conocer la relación entre la carga aplicada y la deformación medida por la celda, de tal manera que al realizar la calibración de la galga se conociera la carga aplicada gracias a la deformación de la celda usando un montaje adicional.

Figura 3.19 Celda de carga



La calibración de la celda de carga consiste en la determinación de un factor  $k$  que establezca una relación lineal entre la fuerza aplicada y la deformación medida por la celda de carga. Para ello se realiza la medición de las deformaciones de la celda sometida a fuerzas generadas por pesos conocidos.

$$F = m[kg] * 9,8 m/s^2$$

$$F = \varepsilon_{celda} * k$$

La calibración de la galga se utilizó para verificar el comportamiento de la galga ante la carga aplicada. Para ello se montó el utillaje con la probeta sobre él, en el banco de pruebas del laboratorio de procesos de manufactura. El banco permite la aplicación de un peso conocido excéntrico al punto de aplicación de carga de tal manera que el tornillo sin fin se desplace verticalmente, generando una fuerza sobre la probeta. La fuerza aplicada es calculada según la deformación medida por la celda de carga que se posiciona en el aplicador de carga. Una vez calculada la fuerza, se usa para hallar la deformación teórica medida por la galga (a una distancia  $L$  del punto de aplicación de la fuerza) y se compara con el correspondiente valor experimental. La tabla a completar se vería de la siguiente forma:

Tabla 14 Datos experimentales de la calibración de la galga

Deformación medida probeta	Deformación medida celda de carga	Fuerza aplicada	Deformación teórica	Error
$\mu\varepsilon$	$M\varepsilon$	N	$\mu\varepsilon$	%
$\varepsilon_p$	$\varepsilon_c$	$F = \varepsilon_p * k$	$\varepsilon_t = \frac{6FL}{Ebt^2}$	$e = \frac{ \varepsilon_t - \varepsilon_p }{\varepsilon_t} * 100$

Finalmente se realizan las mediciones de los rangos de deformaciones generados por la Prefisuradora montada en la fresadora y se comparan con las deformaciones medidas previamente, de esta manera se puede calcular la carga aplicada y estimar un error de medida.

## 4. RESULTADOS

A continuación, se presentan los resultados del tratamiento del material de ensayo, la fabricación de las probetas, la construcción del montaje y los ensayos realizados. Inicialmente se presenta una revisión del material disponible para las probetas y el acondicionamiento de este para los ensayos: los tratamientos térmicos, el maquinado y la caracterización mecánica. Posteriormente se presenta el procedimiento seguido para acondicionar el montaje: la fabricación del utillaje, las adecuaciones de la Prefisuradora, la calibración del utillaje y demás. Se realiza un seguimiento paso a paso de los ensayos, incluyendo la calibración y verificación del utillaje. Finalmente presenta la información recopilada durante los ensayos y se realiza el análisis de varianza, es decir la ANOVA, y el análisis de falla de las piezas.

### 4.1 Previo a los ensayos

#### 4.1.1 Caracterización del material

El material recibido para las probetas son bloques fundidos con dimensiones de 20cm de largo, 20 cm de ancho y 8 cm de altura aproximadamente. La composición química fue evaluada por el proveedor para corroborar que se encontraba dentro de los parámetros establecidos por la norma, los datos se presentan en la Tabla 15.

Figura 4.1. Material fundido CA6NM



Vista frontal (izquierda) y vista superior (derecha) del cupón de fundición.

Tabla 15. Composición química promedio del acero grado CA6NM en porcentaje (%) entregado por el proveedor.

C	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
0,06	<0,45	0,01	0,01	3,85	13,18	0,62

#### *Defectos del material*

En el material seccionado se evidenciaron cavidades producto de la fundición. Estas ocupaban gran parte del material destinado a los ensayos, por lo que fue necesario



restringir la fabricación a una porción reducida del material en la que se esperaba se encontrara la menor cantidad de defectos.

Figura 4.2 Defectos presentes en los cupones de fundición



### *Ensayos de tensión*

Este ensayo se realizó con el fin de encontrar las propiedades mecánicas mencionadas en la sección 2.1.1 a partir de la norma ASTM E8 y saber si el material cumple con los estándares de la norma ASTM A743. El ensayo fue realizado para una probeta pequeña proporcional a la estándar identificada con las dimensiones del espécimen 4. Como resultado el sistema de adquisición de datos arrojó la siguiente información.

Tabla 16. Resultados ensayo de tracción del material de estudio

Material	Resistencia última [MPa]	Límite Elástico [MPa]	%EL	%RA
Acero CA6NM	854,92	823,20	17,22	49,00

No es posible determinar el módulo de Young al no contar con un extensómetro en el montaje experimental. Por consiguiente, para los cálculos posteriores se utilizará el valor reportado en [36] donde el módulo de elasticidad fue calculado a partir de la dureza del material.

### *Ensayos de dureza posterior al homogenizado*

Los tratamientos térmicos fueron realizados en el horno del laboratorio de procesos de manufactura. Ya que el procedimiento incluye un temple al aire, se necesitaba del equipo que garantizase la extracción del material a 1100°C del horno, por lo que había una restricción de peso y de dimensionamiento para poder sacar el material de manera manual y por el tamaño del horno, respectivamente; por esta razón se realizaron cortes preliminares a los bloques para facilitar su manipulación y su cabida en el horno. Posteriormente se realizaron los tratamientos térmicos con los parámetros descritos en la sección 2.1 y se evaluó el estado del material en cuanto a dureza y metalografía y así saber si eran aptos para los ensayos.



Los resultados de la medición de dureza realizados posteriormente al tratamiento térmico de homogeneizado y revenido se presentan en la Tabla 17. El valor promedio obtenido se ajusta al especificado en la norma [18] que corresponde a una dureza Brinell máxima de 285, equivalente a 29,9 HRC. El intervalo de confianza de 95% para la dureza del caso de estudio sería  $21,92 \text{ HRC} < \mu < 27,08 \text{ HRC}$ .

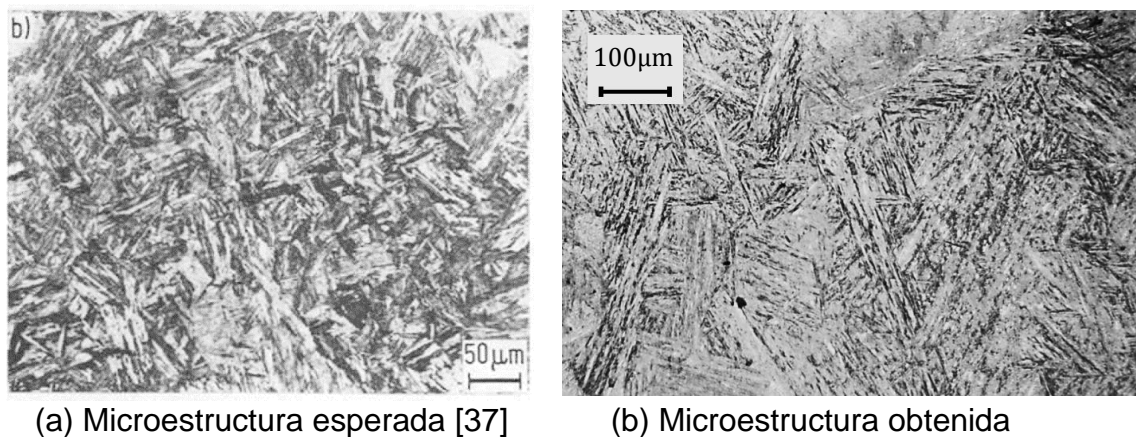
Tabla 17. Dureza del material de estudio, grado CA6NM, luego del tratamiento térmico

Toma	Dureza [ $\pm 0,1 \text{ HRC}$ ]
1	27
2	24,5
3	24
4	22,5
Promedio	24,5

#### *Análisis metalográfico*

La muestra del material fue seleccionada de tal manera que pueda ser obtenida información de la microestructura del material y corroborar la homogeneidad de la misma a lo largo de la pieza. La microestructura deseada corresponde a la imagen de la izquierda en la Figura 4.3, mientras que en la imagen de la derecha se muestra la microestructura obtenida del material de estudio luego de los tratamientos térmicos. Se aprecian dos fases en el material de estudio: la fase oscura y fina corresponde a la martensita, mientras la fase clara es la ferrita; con este aumento no es posible visualizar la austenita retenida que debe estar presente. Adicionalmente se alcanzan a apreciar puntos negros que pueden ser porosidades residuales.

Figura 4.3. Comparación microestructural del CA6NM



#### 4.1.2 Manufactura de probetas

Las probetas fueron mecanizadas en el laboratorio de Procesos de Manufactura de la universidad, procurando que el proceso se asemejara lo mayor posible a la situación real de estudio. Los bloques de material fueron seccionados usando la segueta mecánica para facilitar el maquinado que fue realizado en el centro de mecanizado. El acabado superficial obtenido al maquinado con fresa, corresponde al indicado en la bibliografía para rodetes en la zona estudiada. Las probetas fundidas y pernadas fueron mecanizadas directamente de los bloques tratados térmicamente, siendo las probetas pernadas perforadas y roscadas para su posterior ensamble.

Figura 4.4 Piezas individuales de la probeta perna

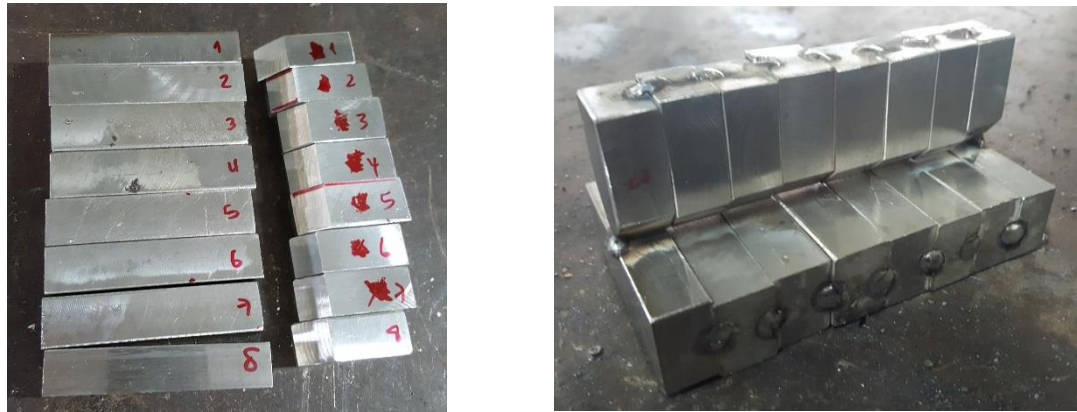


Figura 4.5 Vista inferior del ensamble de la probeta perna



El proceso más complejo a realizar fue el de la soldadura. El procedimiento inició con el ajuste de las láminas a soldar. Debido a la reducida disponibilidad de material, las probetas fueron maquinadas individualmente, lo que impedía la construcción consistente del cordón para su futuro estudio. Por esto, las probetas individuales fueron presadas y fijadas con puntos de soldadura de tal manera que la soldadura adicional no afectase el área de estudio (el doble cordón en filete) y permitiera precisión al momento de realizar el cordón.

Figura 4.6. Piezas individuales (izquierda), puntos de soldadura (derecha)



El electrodo dispuesto para la soldadura corresponde a uno Griloy 24 de 1/8 de pulgada de diámetro. Una vez preparadas las piezas a soldar se procedió a precalentar el material con una llama oxidante de acetileno hasta alcanzar la temperatura deseada, según el proveedor superior a 150°C. Los parámetros fueron ajustados según la Tabla 18 y se realizó la soldadura mientras se monitoreaba la temperatura con un pirómetro para asegurar que la temperatura no bajase del límite establecido. Las mediciones realizadas de voltaje y amperaje no son confiables debido al mal manejo del instrumento, por lo que no se incluyen en el informe.

Tabla 18. Parámetros de ajuste

Precalentamiento	150 ± 10°C
Temperatura entre pases	170 ± 10°C
Voltaje	-
Amperaje	-
Velocidad de avance promedio	2,127 ± 0,002 mm/s

Entre cada pase la escoria fue retirada, la superficie pulida con discos de acero inoxidable y finalmente con cepillo. El último paso consistió en la realización de un cordón de presentación a cada lado y la superficie fue terminada con el mismo procedimiento anterior de limpieza.

Finalizada la soldadura, el material fue enfriado al aire hasta alcanzar una temperatura de 90°C y posteriormente fue introducido en el horno para realizar un tratamiento térmico de alivio de tensiones a 610°C durante 1 hora por cada pulgada de espesor del material, es decir por seis horas.

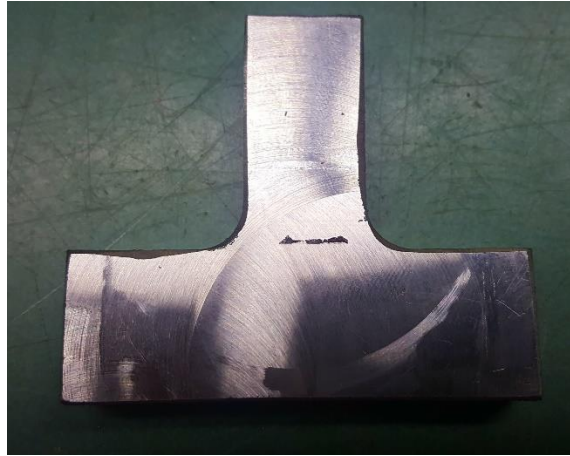
Para el propósito de los ensayos, la estructura soldada fue maquinada y posteriormente seccionada para obtener las probetas. Al seccionarlas se encontraron fisuras que se atribuyeron inicialmente a la falta de uniformidad en la superficie provocada por la separación original de las probetas, sin embargo, luego

de maquinar la superficie transversal, se evidenció un defecto de soldadura por falta de fusión a lo largo del cordón. Se esperaba continuar los ensayos a pesar de la discontinuidad, pero ya que el nivel de calidad esperado para una soldadura de un rodete es del nivel *B*, según la norma ISO 5817 no se admiten este tipo de defectos, por lo que la probeta no sería representativa del caso de estudio.

Figura 4.7. Fotografías del procedimiento realizado, de arriba a abajo, de derecha a izquierda: precalentamiento, remoción de escoria, limpieza de la superficie y soldadura del siguiente cordón.



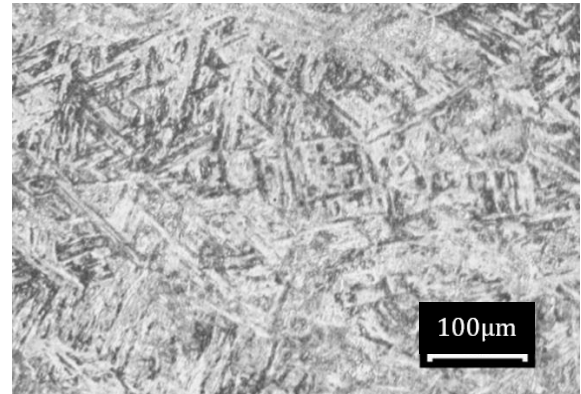
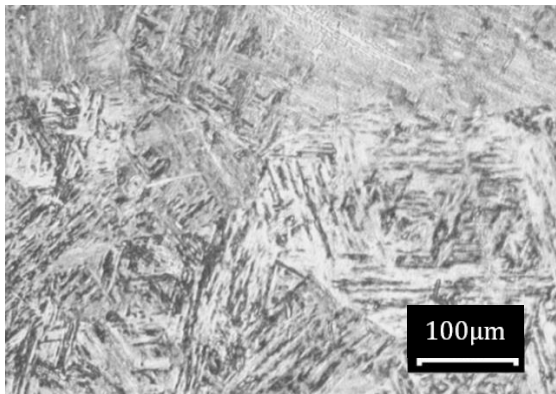
Figura 4.8. Defecto encontrado en la soldadura



*Re procesamiento de las probetas soldadas*

Un análisis microestructural fue realizado para establecer el estado de la soldadura obtenida. Los resultados fueron comparados con referencias en la literatura [16] y se concluye que la microestructura coincide con la esperada y se distingue la diferencia entre el material base, la zona térmicamente afectada y el material de aporte, ver Figura 4.9, por lo que los parámetros de soldadura no se determinan como causas de la falta de fusión en la raíz de la soldadura.

Figura 4.9. Microestructura del material base (izquierda) y material de aporte (derecha)



Por otro lado, a pesar de presentar inconvenientes durante la soldadura debido a la falta del equipo recomendado (piqueta, cepillo y grata), no se visualizaron escorias o impurezas en la zona del material de aporte además del defecto evidente. Se determina entonces que la razón más probable de la falta de fusión corresponde a un bisel inadecuado para el proceso realizado. Se recomienda realizar un bisel en V a diferencia del bisel utilizado para la soldadura realizada y conservando la distancia especificada entre una pieza y otra.



### *Instrumentación de las probetas*

A causa de las galgas disponibles se optó por instrumentar una probeta de cada caso con galgas de 120Ohms y las demás con galgas de 350Ohms. Debido a la longitud de las galgas de 120Ohms se estableció el centro de posicionamiento de las mismas a una distancia de 22mm de la pared de la viga, procurando que todas estuviesen a la misma distancia.

Figura 4.10 Galgas montadas sobre las probetas



#### 4.1.3 Fabricación del utillaje

El utillaje fue construido en el laboratorio de procesos de manufactura. La base fue maquinada con la fresadora para obtener las cavidades donde se posicionasen las probetas, incluyendo la ranura para los pernos de la unión pernada. Adicionalmente se realizaron las perforaciones y roscas para los tornillos de fijación frontales y superiores.

Figura 4.11 Perforaciones del utillaje



Las platinas de sujeción fueron seleccionadas y maquinadas, con particular detalle las del montaje de las probetas pereadas, de tal manera que no ayudasen a la rigidez de la unión. La base fue soldada con un cordón a la platina inferior. Finalmente, se garantiza el montaje del utillaje a la mesa de la fresadora a través de roscas de seguridad media pulgada, según el paso de los tornillos usados para el montaje de accesorios de la fresadora. A continuación, se presenta una imagen del utillaje.

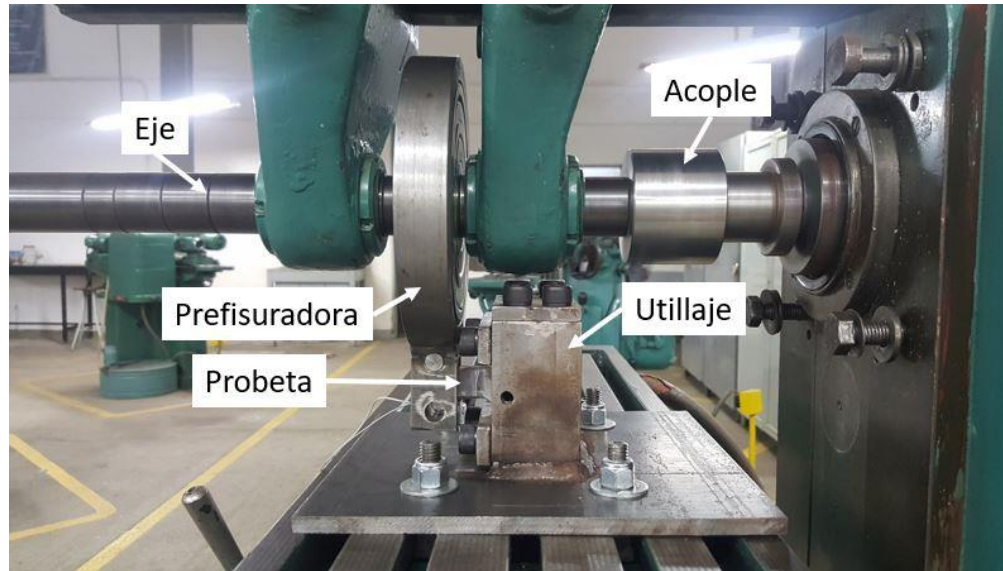
Figura 4.12 Utillaje montado sobre la fresadora con la probeta de prueba



#### 4.1.4 Montaje con la Prefisuradora

Una vez realizada la fabricación de los componentes modificados se realizó el ensamble de la Prefisuradora con el utillaje en la fresadora.

Figura 4.13 Montaje de los componentes del ensayo



#### 4.1.5 Calibración

##### *Calibración de la celda de carga*

Inicialmente, era necesario identificar la relación lineal  $k$  entre la deformación medida y la carga aplicada. Esto se realizó configurando el medidor de deformaciones con un factor de 1 para que no afectase los resultados y se aplicaron pesos conocidos progresivamente en la celda, ver Figura 4.14. De esta manera, al hallar la constante  $k$ , esta incluiría el factor de galga de la celda de carga. Las deformaciones medidas al cargar y descargar la celda se grafican en la Figura 4.15 en la que se aprecian los escalones correspondientes al apoyo de cada disco. Seguidamente se realizó un promedio de las deformaciones por escalón y se graficaron junto con el peso de cada disco, ver Figura 4.16, donde se la ecuación de la recta cuya pendiente corresponde a la constante  $k$ .



Figura 4.14. Montaje para la calibración de la celda de carga



Sistema de adquisición de datos, *Strain Recorder* conectado al computador (arriba), celda de carga sometida al peso más grande medido (derecha).

Figura 4.15 Calibración de la celda de carga

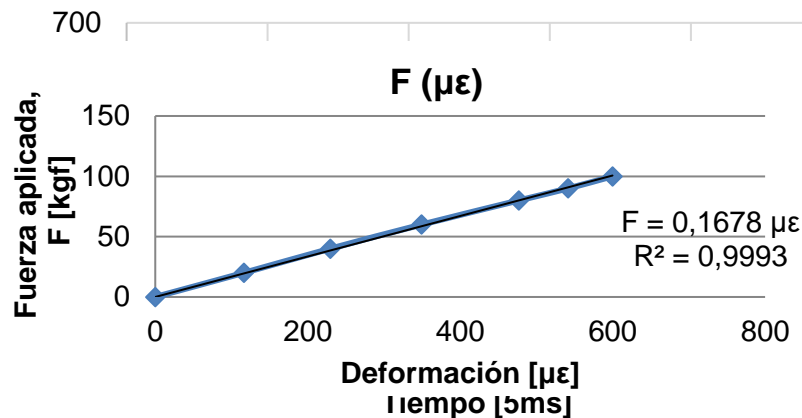


Figura 4.16 Función lineal entre la fuerza aplicada y la deformación medida

#### *Calibración de las probetas*

Posteriormente se realizó la verificación de la fuerza aplicada para deformación medida en por la galga en cada probeta usando el Banco de Pruebas Figura 4.17. El ensayo consistió en el posicionamiento de cada probeta sobre el utillaje y la aplicación de la carga sobre ella del mismo modo que lo haría la Prefisuradora, pero usando pesas y un aplicador conectado a la celda de carga. Con la constante  $k$  obtenida en la calibración de la celda de carga es posible calcular la fuerza aplicada con las deformaciones medidas por la celda; mientras que, con la galga, se mide la deformación sobre la probeta, así se puede hallar  $F(\epsilon)$  para cada probeta.

Ya que el peso aplicado se encontraba excéntrico, se calculó la fuerza aplicada sobre la probeta en función del brazo del banco de pruebas para garantizar la exactitud del procedimiento, ver Tabla 19.

Figura 4.17. Montaje para la calibración de las probetas

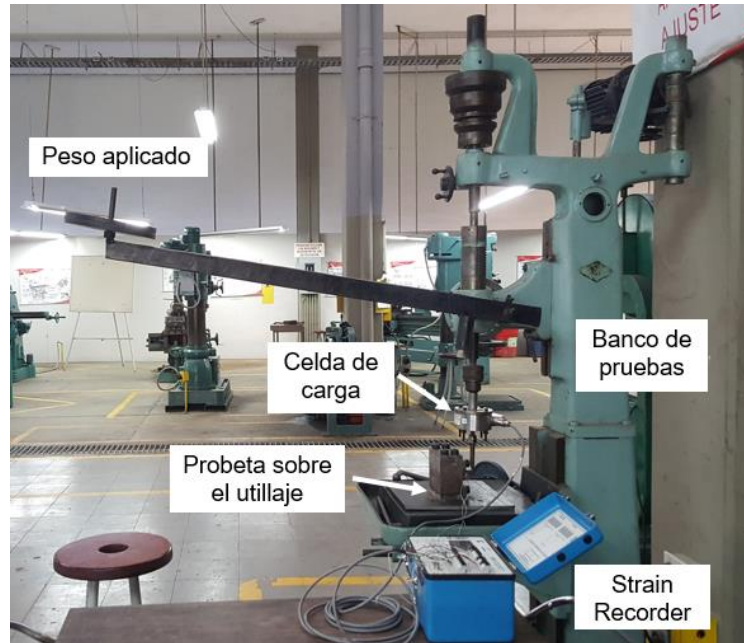
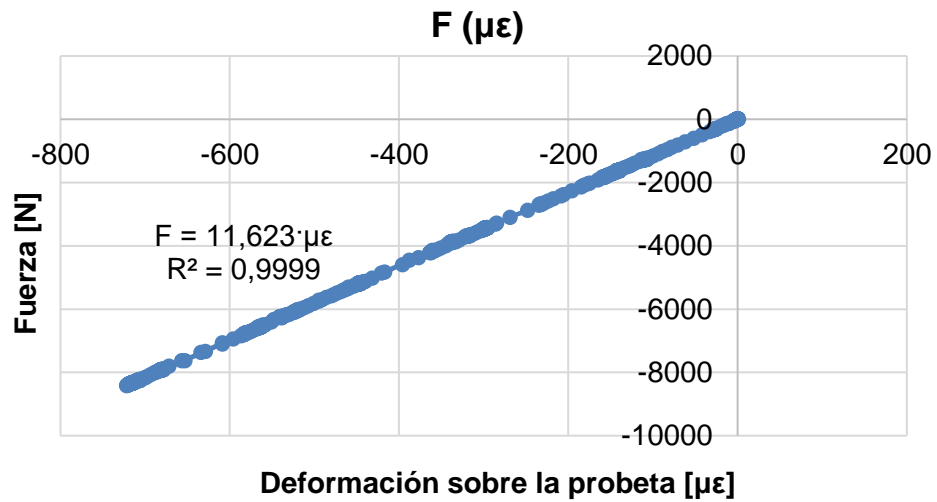


Tabla 19. Calibración del montaje para una galga ubicada a 22mm de la base

Pesas utilizadas [kgf]	Fuerza aplicada [kgf]	Deformación medida promedio por escalón [ $\mu\epsilon$ ]	Fuerza calculada, usando el factor de celda [kgf]	Error [%]
8,37	391,3	-297,4	-351,1	10,3
11,16	521,7	-447,5	-530,6	1,7
13,95	652,2	-563,3	-668,6	2,5
16,74	782,6	-702,1	-834,5	6,6
				5,3

Figura 4.18. Grafica Fuerza vs Deformación medida para la primera probeta fundida



La calibración se usó para comparar el montaje experimental con el modelo numérico realizado y estimar la duración de los ensayos y los esfuerzos aplicados. El procedimiento se repitió para cada probeta previo al ensayo para obtener otro factor de comparación de las probetas. A continuación, se presentan los resultados obtenidos comparados con el valor teórico de la pendiente equivalente a 11,88 para la probeta fundida y 12,53 para la probeta pernada (considerando el módulo de elasticidad del perno como el predominante).

Tabla 20. Pendiente de la gráfica  $F(\varepsilon)$  para las probetas

Probeta No.	Fundida	Pernada
1	11,26	13,18
2	13,05	12,98
3	12,07	13,64
4	12,17	12,71
5	12,43	13,13
6	13,05	13,87
Promedio	12,34	13,25
Error	3,87	5,75

#### *Montaje de la Prefisuradora*

El montaje de la Prefisuradora sobre el eje de la fresadora cuenta con la versatilidad de los bujes que permiten controlar la distancia entre la Prefisuradora, los apoyos y la base de la fresadora, de tal manera que se puede minimizar el momento sobre el empotramiento en el extremo del eje fijo al motor, y maximizar la rigidez del eje para garantizar que es significativamente mayor a la de la probeta a deformar. A continuación, se presenta una imagen del montaje optimizado que cumple con los parámetros de posicionamiento establecidos en el diseño del eje.

Figura 4.19. Medición de la posición de la Prefisuradora



#### *Calibración del montaje*

La calibración del aplicador se realizó con la Prefisuradora montada en el eje maquinado. Se utilizó un comparador de carátula con el palpador en contacto con la probeta ya montada sobre el utillaje para encontrar dos puntos clave: donde no

existe deflexión aplicada sobre la probeta, de esta manera es posible determinar el punto cero de inicio del ensayo, y el desplazamiento máximo generado por la excéntrica en cada posición, para determinar el esfuerzo a obtener. Con esta configuración es posible considerar la holgura existente entre las excéntricas y el eje de tal manera que no se refleje en una variación en el ensayo. La probeta empleada para la calibración es de SAE 1020 de las mismas dimensiones de las probetas de ensayo.

Una vez fijado los puntos máximos y mínimos de las excéntricas se realizó una medición de la deformación alcanzada con la posición máxima para obtener un valor más preciso que el proporcionado por el comparador de carátula. Para este valor se realizó un ensayo preliminar con la probeta de prueba para determinar las condiciones del montaje y las respuestas de la probeta ante las cargas fluctuantes.

### *Temperatura*

El montaje previo permitió evidenciar un incremento significativo en la temperatura de las partes, especialmente en los bujes de apoyo, que hacen a su vez de cojinetes de deslizamiento, debido a las altas cargas generadas por el contacto con la probeta. Se optó por utilizar lubricación constante de aceite en los bujes, gracias a la cavidad interna de los apoyos, refrigerante en la probeta y en la zona externa de los apoyos, y ventiladores para controlar el incremento de temperatura. Utilizando este montaje fue posible evitar que la temperatura en los bujes superara los 50°C y la de la probeta los 30°C, todo esto monitoreado con un pirómetro manual.

### *Verificación de las condiciones de carga del ensayo*

Usando la información del ensayo de tracción en la sección 4.1.1 se procedió a establecer las condiciones de esfuerzo de las probetas para la realización del ensayo. Esto consistió en determinar una deformación inicial equivalente a un esfuerzo medio que garantizase la falla del componente en un tiempo prudente, ya que la deflexión proporcionada por las excéntricas es limitada.

La condición de fuerza aplicada para el ensayo se fijó usando el sistema de adquisición de datos. Inicialmente se midieron los rangos de deformación alcanzados por cada configuración de la excéntrica y se fijó en el máximo como se describe en la calibración del montaje. Para una probeta fundida, corresponde a  $-900\mu\epsilon$  equivalente a  $\sigma_{min} = 0$  y  $\sigma_{max} = -410,6MPa$  (ya que estamos midiendo los esfuerzos a compresión para que la galga y su cableado no interfieran con la aplicación de la carga).

Figura 4.20 Conexión del *Strain Recorder*



#### *Procedimiento experimental*

A continuación, se describe el procedimiento seguido para la realización de los ensayos para cada tratamiento.

1. Ajuste del utillaje sobre la mesa de la fresadora
2. Montaje de la probeta sobre el utillaje
3. Conexión del cableado de la galga a las galgas con el contador de deformaciones
4. Configuración del contador de deformaciones (frecuencia de medición, canales, etc.) y balance (cero)
5. Ajuste de la probeta dentro del aplicador de carga, verificando que no se ejerza algún desplazamiento sobre esta
6. Ajuste de la velocidad de la fresadora (480 rpm)
7. Inicio del experimento, encendido de la máquina
8. Fin del experimento, inspección visual falla de la probeta
9. Apagar la máquina
10. Cambio de probeta (reinicio paso 2)

#### 4.2 Análisis de datos

Posterior a la manufactura de las probetas se evidenciaron defectos inherentes al proceso de manufactura, tales como defectos de fundición y perforaciones superficiales, por lo que se hizo un ensayo de tintas penetrantes que permitiese evidenciar la presencia de defectos superficiales que pudieran afectar los ensayos. Los resultados de dicho análisis se muestran en la figura 4.21.

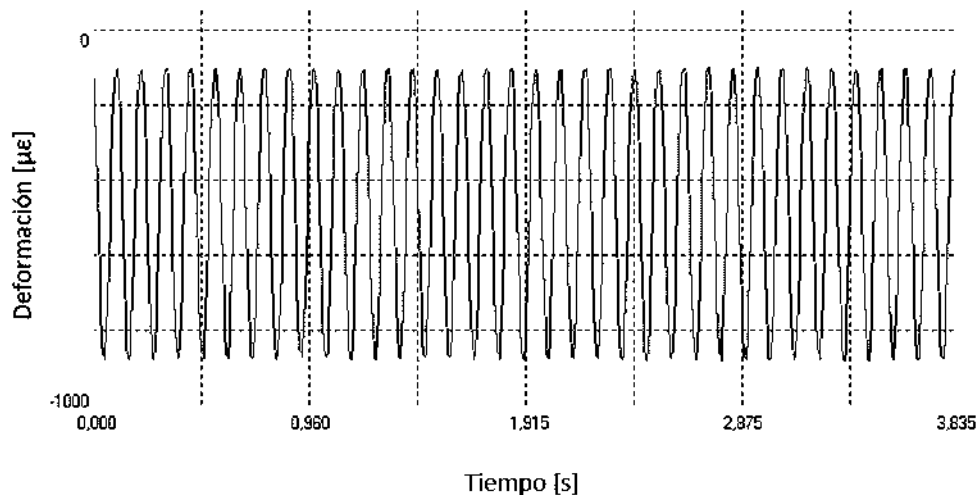


Figura 4.21 Ensayo de tintas penetrantes a las probetas



Posterior a la manufactura, se realizaron los ensayos de las probetas ante deformaciones alternantes, procurando obtener resultados en un límite de tiempo no mayor a ocho horas. Se estimó que en ese rango de tiempo las deformaciones alcanzadas sin evidenciar un aumento significativo de temperatura oscilaban entre  $-900$  y  $0 \mu\epsilon$ , ver Figura 4.22. Este valor de deformación resultó insuficiente para fracturar las probetas. En consecuencia, se decidió aumentar el nivel de deformaciones aplicado a las probetas, buscando alcanzar la fractura por fatiga aumentando el valor de R, sin embargo, durante este proceso se evidenció un aumento significativo de la temperatura en los apoyos del montaje afectando las mediciones realizadas por lo que se debió descartar esta opción.

Figura 4.22 Comportamiento alternante de las deformaciones medidas sobre la probeta versus tiempo



#### 4.2.1 Análisis de falla

Como consecuencia de los fenómenos mencionados anteriormente, no fue posible realizar una comparación cuantitativa del comportamiento a la fatiga para las probetas a causa de que la máquina utilizada no soportaba los niveles de carga requeridos sin incidir negativamente sobre los resultados de las mediciones.

Uno de los problemas iniciales reside en el tornillo de potencia encargado del movimiento vertical de la mesa de la fresadora. Este movimiento vertical era que garantizaba la deformación media inicial para obtener así un nivel de esfuerzos considerable para el análisis a fatiga. Sin embargo, una inspección por parte del operario evidenció la presencia de un juego en los componentes que controlan la posición vertical de la mesa, lo que empeoraba por la fuerza fluctuante aplicada, e impedía garantizar un nivel de esfuerzo constante en todos los ensayos.

Adicionalmente, a causa de la refrigeración líquida del montaje, se evidenció un desprendimiento de las galgas posterior a un tiempo determinado de ensayo. Este desprendimiento empeoraba a causa del inconveniente en el desplazamiento vertical de la mesa, ya que al desmontar la probeta esta chocaba contra la parte inferior del aplicador de carga y desprendía la galga.

Entre las probetas ensayadas dentro del rango de tiempo y carga que permitía la fresadora, sin que la temperatura afectase el ensayo, sólo una de ellas se fracturó. En el proceso se evidenció el cambio en las deformaciones como un escalón ya que el perno ya no se encontraba fijo y la restricción del movimiento vertical de la Prefisuradora era el contacto entre las partes de la probeta (no era estrictamente cero). Por otro lado, las probetas llegaron a ser ensayadas hasta por 8 horas, sin que se fracturase alguna otra.

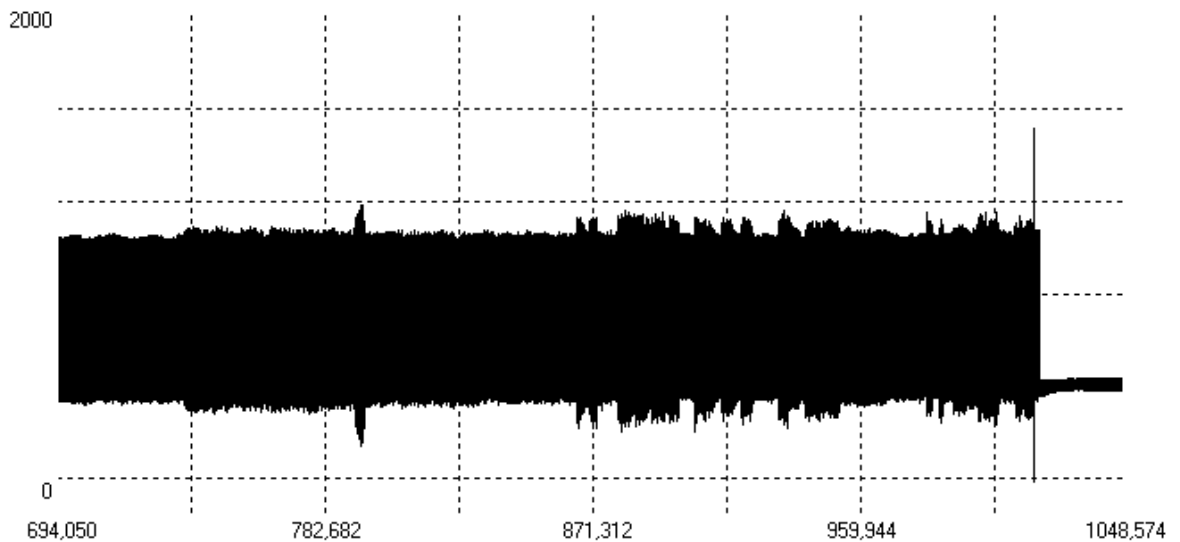
Los ensayos se realizaron a 551,72 rpm, en el caso de la probeta perñada fracturada, la duración del ensayo fue de 3,46 horas, es decir 114537 ciclos ( $10^{5,06}$ ). Las demás probetas superaron las 8 horas de ensayo ( $10^{5,42}$ ). Los niveles de esfuerzo medidos fluctuaban entre -504,7MPa y -63,7MPa.



Figura 4.23 Probeta fracturada



Figura 4.24 Lectura de la probeta fracturada en el momento de falla

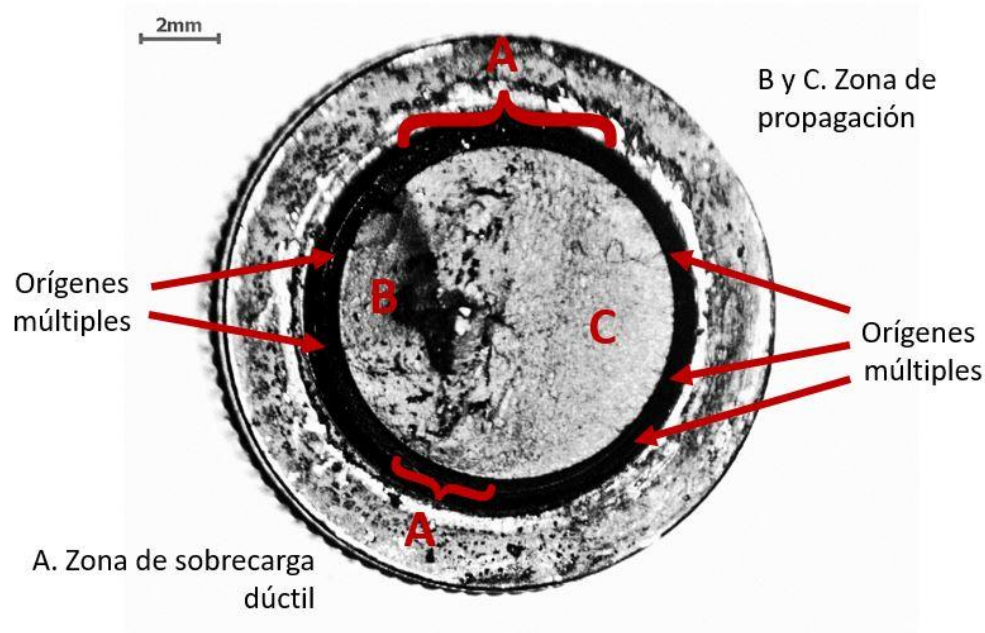


#### 4.2.2 Análisis de la superficie de falla

Con el objetivo de determinar el tipo de falla de la probeta pernada, se realizó el análisis de la superficie de falla de la cabeza del tornillo de la probeta fracturada. En la Figura 4.25 se puede apreciar la imagen, tomada con un estereoscopio, de la zona de fractura donde se indican las zonas de falla de la superficie. Se pueden apreciar múltiples orígenes de fisuras, debido a la concertación de esfuerzos del filete, se evidencian dos zonas de propagación en lados opuestos (B y C), lo que indica que se presenta flexión invertida y además la zona de fractura final, donde se

aprecia deformación plástica. La superficie de fractura evidencia el valor de  $R \neq 0$  y la naturaleza de la carga aplicada en los ensayos. Los corchetes denotados con la letra A señalan la zona de sobrecarga de naturaleza dúctil.

Figura 4.25 Superficie de fractura por fatiga de la probeta pernada de estudio.



#### 4.2.3 Análisis de varianza

Se realizó un análisis de varianza para comparar los procesos de manufactura en las simulaciones realizadas y la calibración de la galga. La primera comparación consistió en la comparación del coeficiente  $k$  de cada probeta y posteriormente se realizó una comparación entre la deformación necesaria para calcular una fuerza, usando los factores calculados para cada probeta y la deformación producida por la fuerza calculada usando las simulaciones realizadas. Para esto se realizó una modificación a las simulaciones, cambiando la condición inicial de deflexión por una de fuerza aplicada.

Tabla 21 ANOVA del factor  $k$  de las probetas

Fuente de variación	GDL	Suma cuadrados	CM	F
Manufactura	1	2,48	2,48	7,73
Error	10	3,20	0,32	
Total	11	5,68		

De la distribución F de Snedecor para un valor  $v_1 = 1$  y  $v_2 = 10$  se obtiene un valor teórico de  $F = 4,97$  por lo que  $F_{calculado} > F_{teórico}$  y se puede afirmar que hay evidencia suficiente para pensar que los tratamientos son diferentes.

Se realiza una comparación del cálculo teórico de los esfuerzos para las probetas, calculándolos con el módulo de elasticidad del material y, en el caso de la probeta pernada, se incluye el módulo del perno. Se puede establecer que las simulaciones realizadas coinciden con los experimentos con un error aceptable.

Tabla 22 Comparación del factor k experimentalmente y analíticamente

Manufactura	Fundida		Pernada	
$k$	12,34		13,25	
	Max	min	Max	Min
Deformación	-630	-1530	-398	-1298
Fuerza	-7774	-18879	-5522	-18000
Esfuerzo ANSYS	333	808	285	811
Deformación ANSYS	-652	-1578	-427	-1406
Error $\varepsilon$ %	1,97	1,97	6,88	7,70

#### *Dificultades encontradas*

A pesar de que se garantizó uniformidad en las probetas y el mayor cuidado y control en el maquinado, no se puede garantizar que un rodete en operación funcione adecuadamente si es soldado o fundido siguiendo el procedimiento con el que se manufacturaron las probetas utilizadas en este proyecto, dada la baja calidad de la fundición y la soldadura realizada.

Se obtuvieron valores estadísticos adecuados para el análisis experimental de las probetas, a pesar de que no fue posible llevar a término ensayos de fatiga significativos, dado que la maquina disponible no tiene la capacidad de mantener una condición regular cuando las probetas eran sometidas a los niveles de esfuerzo requeridos para la ejecución de los experimentos. Adicionalmente, la falta de capacidad del equipo se manifestó en los resultados experimentales durante la operación mostrando un aumento de temperatura significativo en los rodamientos del eje principal, ocasionando una alta tasa de transferencia de calor hacia el utillaje y las probetas.

El sistema de refrigeración implementado para combatir el fenómeno térmico causa el humedecimiento de las probetas en la región donde se ubicaron las galgas extensiométricas de medición, lo que ocasiona el desprendimiento de las últimas.

Como consecuencia de los altos niveles de esfuerzo aplicados sobre la probeta, se generan altos niveles de vibración que se manifiestan como ruido en la información registrada por el sistema de adquisición de datos.

Debido a que no se disponía de todas las piezas de la Prefisuradora original, se necesitaron largas horas de maquinado y utilización de recursos extra para poner a punto el utillaje. Durante la ejecución de la matriz de decisión se consideró el control como una variable de baja importancia y se asumió total disponibilidad de la Prefisuradora. Eventualmente se evidenció una excentricidad adicional sobre el eje de la máquina fresadora, que le restaba precisión al diseño de las excentricidades realizado en la Prefisuradora. Paralelo a esto, se presentó una falta de control sobre el desplazamiento de la mesa de la fresadora, lo que dificultó el correcto posicionamiento de la probeta y retrasó el desarrollo de los experimentos.

## 5. CONCLUSIONES

Los resultados obtenidos experimentalmente de los especímenes estudiados concuerdan con los modelos numéricos analizados, por lo que el montaje experimental propuesto es acorde al modelo analítico planteado.

La Prefisuradora fue acondicionada para la realización de ensayos usando probetas en T. Adicionalmente, para el rango de excentricidades disponibles se determinó una geometría de probeta adecuada que permitiese el desarrollo de ensayos, incluyendo la precarga necesaria.

Se comparó a través simulación de elementos finitos la geometría ideal para la fabricación de las probetas de forma que se conservase el mismo factor de concentración de esfuerzos entre las probetas debido al redondeo (siendo las probetas soldadas de diferentes dimensiones). Asimismo, se garantizó que los esfuerzos de flexión generados se encontraran dentro del rango de estudio establecido: menor al esfuerzo de fluencia del material y mayor a la resistencia a fatiga del mismo.

Se diseñó un utillaje para el montaje y agarre de las probetas en la mesa de la fresadora, permitiendo de esta manera un desplazamiento controlado por los controles de la mesa de la fresadora. Adicionalmente se garantizó la rigidez de la base de tal manera que los esfuerzos generados en las probetas fueran los establecidos para los ensayos, verificando que los elementos de unión soportaran todas las pruebas previstas.

El análisis de las superficies de falla corrobora la naturaleza de los ensayos realizados y del comportamiento alternante de la carga aplicada, demostrando que para el presente caso de estudio, la falla se produce por fatiga.

Un análisis comparativo de los procesos de manufactura de las probetas fabricadas, permite resaltar la versatilidad de las uniones pernadas, dado que, a través de este tipo de unión, los componentes de turbinas Francis (corona y alabes) pueden ser contruidos de manera independiente para posteriormente, ser ensamblados sin mayor dificultad. Adicionalmente, las uniones pernadas facilitan la fabricación de prototipos experimentales de probetas Francis dentro de los laboratorios actualmente disponibles en la Escuela de Ingeniería Mecánica de la Universidad del Valle. Se recomienda hacer énfasis en el estudio de esta unión.

## 6. TRABAJOS FUTUROS

Ejecutar el procedimiento establecido para probetas manufacturadas a través de soldadura, dado que, como consecuencia de defectos en las probetas, no pudieron ser utilizadas en el desarrollo del presente proyecto.

Mejorar el sistema de regulación de temperatura y los de la maquina fresadora para que, durante los ensayos, los gradientes de temperatura y la humectación no afecten los resultados de los mismos, en caso de que esto no fuera posible, se recomienda adaptar el utillaje a otra máquina utilizada para ensayos a fatiga donde pueda controlarse de una mejor manera la carga aplicada.

Si se ha de usar el utillaje en proyectos futuros, se recomienda realizar una superficie para adaptarlo sobre la máquina de ensayos dinámicos, de esta manera se tendrá un control más preciso de los desplazamientos realizados y los esfuerzos generados, sin la necesidad del uso de galgas.

## BIBLIOGRAFÍA

- [1] S. Kalpakjian y S. R. Schmid, *Manufactura, ingeniería y tecnología*, Quinta ed., México: Pearson Educación, 2008.
- [2] «Altona,» [En línea]. Available: [www.power.altona.com.br](http://www.power.altona.com.br).
- [3] S. Koirala, S. Adhikari, B. S. Thapa, B. Thapa y O. G. Dahlhaug, «Collaboration for Establishing Francis Turbine Manufacturing and Testing Facility in Nepal,» *Rentech Symposium Compendium*, vol. 1, pp. 42-45, Marzo 2012.
- [4] Grupo de Investigación en Fatiga y Superficies, Grupo de Investigación en Mejoramiento Industrial, *Diseño Integral de Estrategias para el Control de Desgaste Erosivo en Turbinas*, E. d. I. Mecánica, Ed., Cali: Universidad del Valle.
- [5] H.-J. Huth, *Fatigue Design of Hydraulic Turbine Runner*, Trondheim: Norwegian University of Science and Technology (NTNU), 2005.
- [6] R. García I. y N. Pérez R., «Análisis de la falla y malfuncionamiento de una turbina hidráulica de 15 MW,» *Boletín IIE*, pp. 39-45, abril-junio del 2007.
- [7] A. Carpinteri, R. Brighenti, H.-J. Huth y S. Vantadori, «Fatigue growth of a surface crack in welded T-joint,» *International Journal of Fatigue*, vol. 27, pp. 59-69, 2005.
- [8] A. Trudel, M. Lévesque y M. Brochu, «Microstructural effects on the fatigue crack growth resistance of a stainless steel CA6NM weld,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 115, pp. 60-72, 2014.
- [9] A. Trudel, M. Sabourin, M. Lévesque y M. Brochu, «Fatigue crack growth in the heat affected zone of hydraulic turbine runner weld,» *International Journal of Fatigue*, vol. 66, pp. 39-46, 2014.
- [10] R. Hezari y O. Gunnar Dahlhaug, «Device for a runner». Estados Unidos Patente 8,342,809 B2, 1 Enero 2013.
- [11] A. Wormsen, *A Fatigue Assessment Methodology for Notched Components Containing Defects*, Trondheim: Norwegian University of Science and Technology NTNU, 2007.
- [12] F. Ayancik, U. Aradag, E. Ozkaya, K. Celebioglu, O. Unver y S. Aradag, «Hydroturbine Runner Design and Manufacturing,» *International Journal of Materials, Mechanics and Manufacturing*, vol. 1, nº 2, Mayo 2013.
- [13] J. V. Rojas Marín, *Identificación y cuantificación de fases en acero inoxidable ASTM A743 grado CA6NM mediante la técnica de difracción de rayos X*, Medellín: Universidad Nacional de Colombia, 2009.
- [14] P.-J. Cunat, «The Welding of Stainless Steels,» [En línea]. Available: [www.euro-inox.org](http://www.euro-inox.org).

- [15] L. Yanchun y Z. Zhongqiu, «Advanced manufacturing technologies of large martensitic stainless steel castings with ultra low carbon and high cleanliness,» *The 68th WFC Paper*, vol. 7, nº 4, pp. 384-392, Noviembre 2010.
- [16] A. Trudel y M. Sabourin, «Metallurgical and fatigue assessments of welds in cast welded hydraulic turbine runners,» *Earth and Environmental Science*, vol. 22, 2013.
- [17] D. Thibault, P. Bocher y M. Thomas, «Residual stress and microstructure in welds of 13%Cr–4%Ni martensitic stainless steel,» *Journal of materials processing technology*, vol. 209, pp. 2195-2202, 2009.
- [18] A. International, «Standard Specification for Castings, Iron-Chromium, Iron-Chromium-Nickel, Corrosion Resistant, for General Application». Patente A743/A743M - 13a, 2015.
- [19] ASTM International, *Standard test Methods for Rockwell Hardness of Metallic Materials*.
- [20] K. Jinwu, H. Tianyou y L. Baicheng, «Review of production status of heavy steel castings and key technologies for their manufacture in China,» *China foundry*, pp. 1-6, Febrero 2008.
- [21] Turbogen Engineering Sagl, «Turbogen Engineering-Hydraulic Turbines,» [En línea]. Available: power-technology.com.
- [22] H. Brekke, «Design, Performance and Maintenance of Francis Turbines,» *Global Journal of Researches in Engineering*, vol. 13, nº 5, pp. 29-40, 2013.
- [23] J. A. Jessop y D. C. De Vine, «Manufacture of Francis runners for hydraulic turbines». United States Patente 577,772, 4 July 1933.
- [24] S. P. Chaparro Ferrucho, «Comparación técnica de la mezcla de arena para el proceso de CO<sub>2</sub> y el sistema de arenas autofraguantes,» *Ciencia e Ingeniería Negroandina*, vol. 16, nº 2, pp. 104-112, 2016.
- [25] I. Ederer, «Cooperación entre empresas para la fabricación de rodetes Francis,» [En línea]. Available: www.metalspain.com.
- [26] S. Ji, L. Zhang, X. Liu y J. Yang, «Effect of Welding Technologies on Decreasing Welding Residual Stress of Francis Turbine Runner,» *J. Mater. Sci. Technol.*, vol. 26, pp. 951-956, 2010.
- [27] S. G. Laufgang, «Aceros Inoxidables,» 2003.
- [28] P. J. Gogstad, «Hydraulic design of Francis turbine exposed to sediment erosion,» NTNU, 2012.
- [29] B. Singh Thapa, M. Eltvik, K. Gjosaeter, O. G. Dahlhaug y B. Thapa, «Design Optimization of Francis Runners for Sediment Handling,» *Int. J. Hydropower & Dams*, 2012.
- [30] K. Rundhaug, Development of new mechanical design of model turbines, N. U. o. S. a. Technology, Ed., NTNU-Trondheim, 2014.
- [31] J. Montgomery, «Methods for Modeling Bolts in the Bolted Joint,» [En línea]. Available: www.ansys.com.



- [32] A. W. Society, AWS D1.1: Structural Welding Code--Steel, 2000.
- [33] MatWeb, Material Property Data, «AISI 1020 Steel, as rolled,» [En línea]. Available: <http://www.matweb.com>.
- [34] Y.-L. Lee, J. Pan, R. B. Hathaway y M. E. Barkey, Fatigue Testing and Analysis: Theory and Practice, Elsevier, 2007.
- [35] N. Radu, M. Liviu, M. Sebastian y N. Pasca, «Fatigue Behaviour of Stainless Steel Used for Turbine Runners,» *Advanced ENgineering Forum*, Vols. %1 de %28-9, pp. 413-420, 2013.
- [36] C. V. Roa Santamarín, Estudio de la aplicación de tratamientos térmicos superficiales y recubrimientos para incrementar la resistencia al desgaste en materiales empleados en turbomaquinaria, Cali: Universidad del Valle, 2016.
- [37] A. International, Stainless Steel Castings, ASTM International, 1982.
- [38] F. P. Beer, E. R. Johnston, Jr, J. T. DeWolf y D. F. Mazurek, Mecánica de Materiales, Quinta ed., The McGraw-Hill Companies, Inc., 2010.
- [39] R. G. Budynas y J. K. Nisbett, Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, Octava ed., The McGraw-Hill Companies, Inc., 2008.
- [40] ASTM International, *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life ( $\epsilon$ -N) Fatigue Data*, ASTM, 2006.

## ANEXOS

### I. MARCO TEÓRICO

A continuación, se presentan los conceptos utilizados en el desarrollo de cálculos del presente documento.

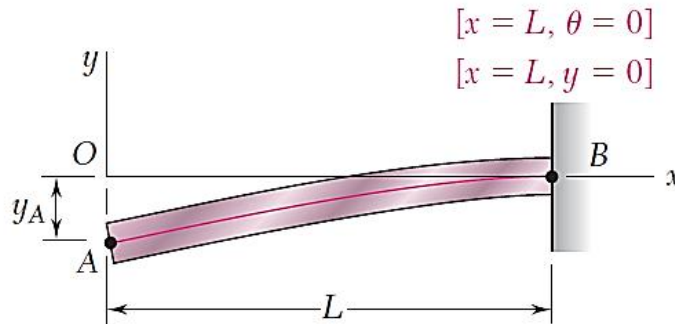
#### A. Deflexión en una viga en voladizo [38]

Para determinar la pendiente  $\theta$  y la deflexión de una viga  $y$  en cualquier punto de la misma es necesario deducir la ecuación diferencial de segundo orden que caracteriza una curva elástica:

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{M(x)}{EI} \quad (4)$$

Al realizar la integración aparecerán dos constantes de integración que son determinadas según las condiciones de borde del sistema estudiado y conociendo que la pendiente  $\theta = dy/dx$ . En el caso de una viga en voladizo AB de sección transversal uniforme con una carga  $P$  en su extremo libre A sabemos que:

Figura I.1 Esquema de la viga en voladizo de estudio [38]



A partir del diagrama de cuerpo libre del segmento AC de la viga se obtiene el momento  $M$  dependiente de en qué punto se encuentre sobre la viga, siendo C ese punto a una distancia  $x$  del extremo A. Se obtiene entonces:

$$M(x) = -Px \quad (5)$$

Substituyendo  $M(x)$  en la ecuación (4) se obtiene:

$$EI \frac{d^2y}{dx^2} = -Px \quad (6)$$

Integrando en  $x$  se obtiene:

$$EI \frac{dy}{dx} = -\frac{1}{2}Px^2 + C_1 \quad (7)$$

Aplicando la primera condición de borde para  $x_B = L$  y  $\theta_B = dy/dx = 0$  en la ecuación anterior se obtiene:

$$C_1 = \frac{1}{2}PL^2$$

Sustituyendo este valor en la ecuación (7) se obtiene:

$$EI \frac{dy}{dx} = -\frac{1}{2}Px^2 + \frac{1}{2}PL^2 \quad (8)$$

Integrando la expresión anterior se obtiene:

$$EI y = -\frac{1}{6}Px^3 + \frac{1}{2}PL^2x + C_2 \quad (9)$$

Aplicando la segunda condición de borde para  $x_B = L$  y  $y = 0$  en la ecuación anterior se obtiene:

$$0 = -\frac{1}{6}PL^3 + \frac{1}{2}PL^3 + C_2$$

$$C_2 = -\frac{1}{3}PL^3$$

Sustituyendo la segunda constante se obtiene la ecuación de la curva elástica:

$$EI y = -\frac{1}{6}Px^3 + \frac{1}{2}PL^2x - \frac{1}{3}PL^3$$

$$y = \frac{P}{6EI}(-x^3 + 3L^2x - 2L^3) \quad (10)$$

La deflexión en el punto A sería entonces con la condición de  $x_A = 0$ . Se halla entonces:

$$y_A = -\frac{PL^3}{3EI} \quad (11)$$

#### B. Esfuerzos sobre soldaduras sujetas a flexión [39]

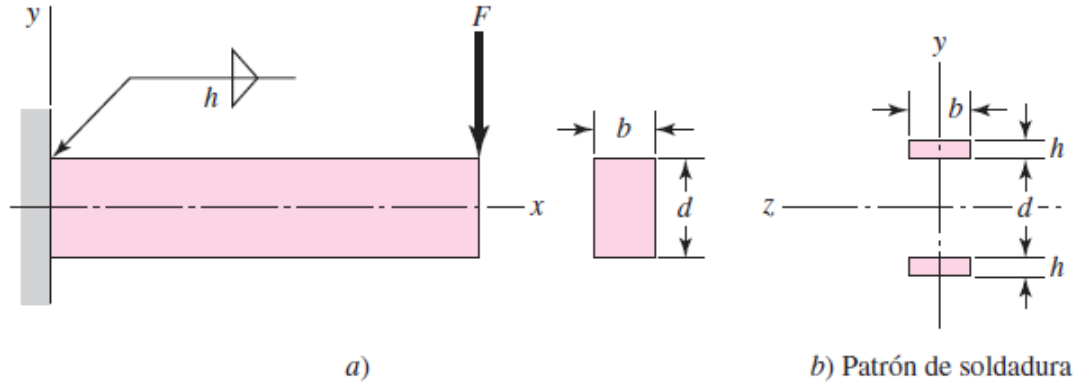
En la figura hay una viga en voladizo soldada a un soporte mediante soldaduras de filete en la parte superior e inferior de la unión. Un diagrama de cuerpo libre de la viga en voladizo mostraría una reacción de fuerza cortante  $V$  y de momento  $M$ , la fuerza cortante produce un esfuerzo cortante primario en las soldaduras de magnitud:

$$\tau' = \frac{V}{A} \quad (12)$$

Donde  $A$  es el área total de la garganta. Por su parte, el momento  $M$  induce una componente de esfuerzo cortante en la garganta de  $0,707\tau$ ; con este factor y considerando las dos soldaduras de la figura como líneas, se puede calcular el segundo momento de área  $I$ , de tal manera que el esfuerzo cortante nominal en la garganta es:

$$\tau = \frac{Mc}{I} = \frac{Md/2}{0,707hbd^2/2} = \frac{1,414M}{bdh} \quad (13)$$

Figura I.2 (a) Vista lateral y transversal de una viga en voladizo soldado al soporte en los bordes superior e inferior (b) Porción soldada [39]



### C. Diseño de pernos sometidos a tensión

Para determinar si un perno es apto para una aplicación en la cual es sometido a una carga externa a tensión es necesario estimar un factor de carga  $n$  que asegura que el esfuerzo en el perno es menor a la resistencia de prueba ( $n > 1$ ). Este factor se calcula a partir de esta carga de tensión  $P$ , de la fuerza de sujeción  $F_i$ , también llamada precarga, de la constante de rigidez de la unión  $C$  y de las características del perno que son el área a tensión  $A_t$  y la resistencia de prueba del perno  $S_p$ .

$$n = \frac{A_t S_p - F_i}{CP} \quad (14)$$

$$C = \frac{k_b}{k_b + k_m} \quad (15)$$

#### Rigidez del elemento, $k_m$

Los elementos unidos por el sujetador se comportan como resortes de compresión en serie y su rigidez  $k_m$  es difícil de determinar ya que no es uniforme, más se puede estimar con la ecuación exponencial (16) como un método simplificado del cono de presión de Rotscher, que describe la distribución de presiones entre la cabeza de la tuerca y la falange como un cono. La ecuación depende de los parámetros de rigidez que para los aceros se muestran en la Tabla C.1.

$$k_m = dAEe^{(Bd/l)} \quad (16)$$

Tabla I.1. Parámetros de rigidez del acero

Material usado	Relación de Poisson	Módulo de elasticidad, $E$ [GPa]	A	B
Acero	0,291	207	0,78715	0,62873

*Rigidez efectiva del perno o tornillo,  $k_b$*

Esta rigidez se calcula considerando la parte roscada y sin rosca del tornillo como dos resortes en serie; como resultado se obtiene una expresión dependiente de  $A_t$ , que es el área de esfuerzo sometida a tensión, de  $l_t$ , que es la longitud de la parte roscada de agarre, de  $A_d$ , que es el área del diámetro mayor del sujetador, y de  $l_d$ , la longitud de la parte sin rosca en agarre.

$$k_b = \frac{A_t A_d E}{A_t l_d + A_d l_t} \quad (17)$$

*Precarga*

La magnitud de la precarga depende del tipo de sujeción para la cual va a ser utilizado el ensamble, si es una conexión permanente o no permanente, y su magnitud corresponde a una fracción de la carga de prueba del perno  $F_p$ , dicho porcentaje depende del criterio del diseñador, en este caso se usa un factor de 50%.

$$F_i = 0,5F_p = 0,5A_t S_p \quad (18)$$

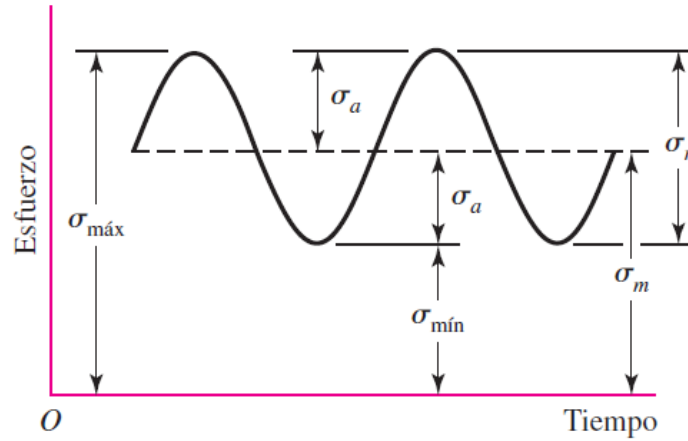
*Factor de carga aplicando el criterio de Goodman*

$$n_f = \frac{2S_e(S_{ut}A_t - F_i)}{CP(S_{ut} + S_e)} \quad (19)$$

D. Fatiga

La fatiga es un fenómeno de falla en el cual los componentes están sometidos a cargas fluctuantes (repetitivas o variables), de menor magnitud que las cargas estáticas para las cuales fueron diseñados los componentes. Existen tres métodos para estudiar la fatiga: Esfuerzo-vida, deformación-vida y el de la factura lineal-elástica. En este documento se trabajó con el método esfuerzo vida en el que se controla el esfuerzo sobre el espécimen de prueba para determinar el número de ciclos o inversiones hasta su destrucción. Las cargas aplicadas al espécimen se definen por el rango de esfuerzo  $\sigma_r$  o la amplitud constante de esfuerzo  $\sigma_a$ , ver Figura I.1.

Figura I.3. Esfuerzo alternante sinusoidal [39]



De esta manera se pueden establecer las siguientes relaciones:

$$\sigma_r = \sigma_{máx} - \sigma_{mín} \quad (20)$$

$$\sigma_a = \sigma_r / 2 = \sigma_{máx} - \sigma_{mín} / 2 \quad (21)$$

$$R = \sigma_{máx} / \sigma_{mín} \quad (22)$$

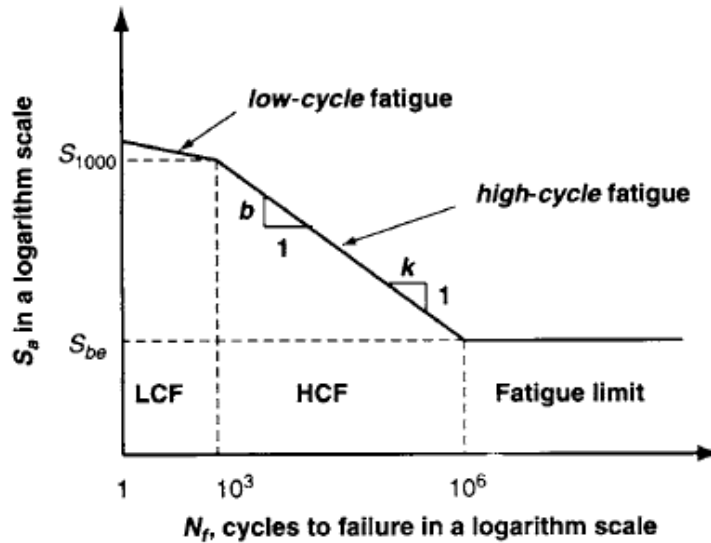
$$A = \sigma_a / \sigma_m \quad (23)$$

Donde  $\sigma_m$  es el esfuerzo medio,  $R$  la razón de esfuerzo y  $A$  la razón de amplitud. Para el análisis de fatiga se consideran los esfuerzos de tensión positivos y los esfuerzos de compresión, negativos. Para generar información útil para diseño a fatiga usando el método esfuerzo vida se realizan ensayos en los que especímenes idénticos son sometidos diferentes magnitudes de esfuerzo. Los resultados se grafican en coordenadas log-log que se conoce como la curva S-N o de Wöhler.

#### *Diagrama de fatiga de Wöhler (S-N)*

El diagrama corresponde a la gráfica generada del esfuerzo aplicado  $S_f$  versus los ciclos alcanzados del ensayo a fatiga  $N$  en coordenadas log-log, ver I.4. La gráfica se compone de tres zonas: la de fatiga de bajo ciclaje, la de alto ciclaje y el límite de fatiga. El límite de fatiga es característico de los aceros y corresponde a un esfuerzo ( $S_{be}$ , el límite de resistencia a la fatiga) en el que se espera no falle el componente y se representa en la gráfica como el segmento horizontal en la gráfica. La fatiga de bajo ciclaje y la de alto ciclaje son los dos segmentos lineales de la gráfica, el primero está acotado por el esfuerzo último del material  $S_{ut}$ , en el que sucede la fractura súbita i.e. por sobrecarga, y una fracción del esfuerzo último del material  $S_{1000}$ ; el segundo se encuentra entre  $S_{1000}$  y el  $S_{be}$ . Al no contar con estos valores que delimitan la curva, esta se puede estimar de manera conservadora dándole un valor a  $S_{1000} = f S_{ut} = 0,9 \cdot S_{ut}$  y estableciendo  $S_{be} = 0,5 \cdot S_{ut}$ .

Figura I.4. Diagrama esfuerzo-vida para un acero [40]



*Número de probetas para un diagrama*

Debido a que la naturaleza de los ensayos a fatiga compromete el espécimen de prueba, es necesario seleccionar adecuadamente el tamaño de muestra de tal manera que se minimicen costos, tiempos y demás requerimientos a la hora de construir una curva esfuerzo-vida. El inconveniente radica en que los resultados obtenidos son altamente dispersos debido a las características inherentes a los especímenes, tales como falta de homogeneidad microestructural, diferencias en la superficie, entre otros, por lo que se debe establecer una relación entre el número de probetas  $n_s$ , y de niveles de esfuerzo  $L$  de tal manera que se controle la dispersión. Esta relación establecida por la norma es el porcentaje de replicación  $PR$ :

$$PR = 100 * (1 - L/n_s) \quad (24)$$

Tabla I.2. Número mínimo de probetas para caracterizar un material según la norma ASTM [40]

Tipo de ensayo	Número mínimo de probetas	Porcentaje de replicación $PR$ , mínimo
Preliminar y exploratorio	6-12	17-33
Ensayos para investigación y desarrollo de componentes y probetas		33-50
Datos válidos para diseño	12-24	50-75
Datos para fiabilidad		75-88

### E. Análisis de Varianza

El análisis de varianza se utiliza para comparar las medias de dos o más muestras asumiendo que su varianza es igual, pero están sometidas a diferentes tratamientos. En este caso estudiamos un experimento en el que solamente tenemos una fuente de variación.

Tabla I.3. Análisis de datos para  $k$  muestras aleatorias

Tratamiento	1	2	...	$i$	...	$k$	
	$y_{11}$	$y_{21}$	...	$y_{i1}$	...	$y_{k1}$	
	$y_{12}$	$y_{22}$	...	$y_{i2}$	...	$y_{k2}$	
	...	...		...		...	
	$y_{1n}$	$y_{2n}$	...	$y_{in}$	...	$y_{kn}$	
Total	$Y_{1.}$	$Y_{2.}$	...	$Y_{i.}$	...	$Y_{k.}$	$Y_{..}$
Media	$\bar{y}_1$	$\bar{y}_2$	...	$\bar{y}_i$	...	$\bar{y}_k$	$\bar{y}_{..}$

Tabla I.4. Análisis de varianza para el ANOVA de un solo factor

Fuente de variación	Suma de cuadrados	Grados de libertad	Cuadrado medio	$f$ calculada
Tratamientos	$SCT$	$k - 1$	$s_1^2 = \frac{SCT}{k - 1}$	$\frac{s_1^2}{s^2}$
Error	$SCE$	$k(n - 1)$	$s^2 = \frac{SCE}{k(n - 1)}$	
Total	$STC$	$kn - 1$		

$$SCT = n \sum_{i=1}^k (\bar{y}_{i.} - \bar{y}_{..})^2 \quad (25)$$

$$SCE = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_{i.})^2 \quad (26)$$

$$STC = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_{..})^2 \quad (27)$$



## II. SIMULACIONES

Figura II.0.1. Condiciones de borde y carga de la probeta

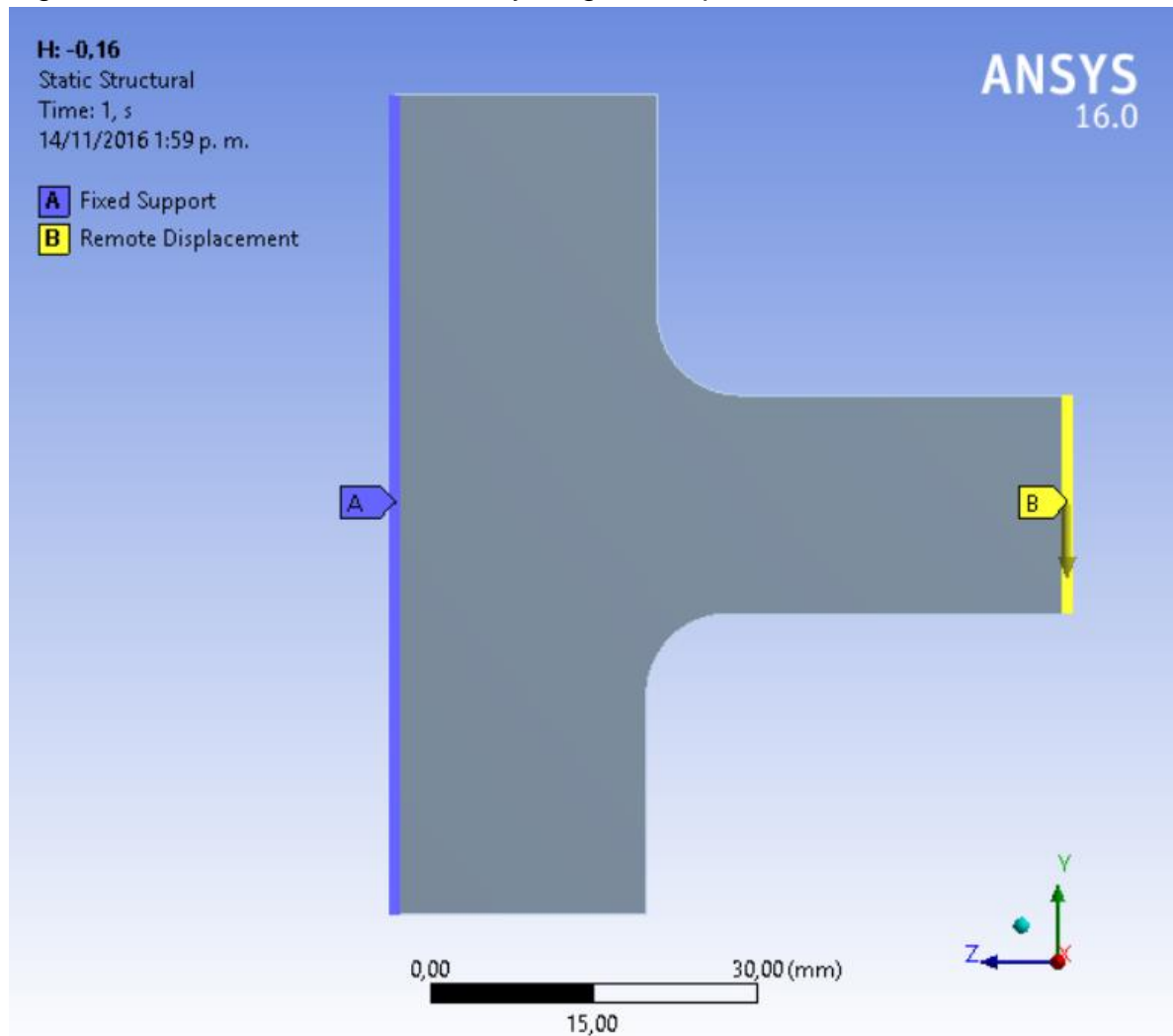


Figura II.0.2. Esfuerzo sobre la probeta pernada sometida a una deflexión de 0,16mm

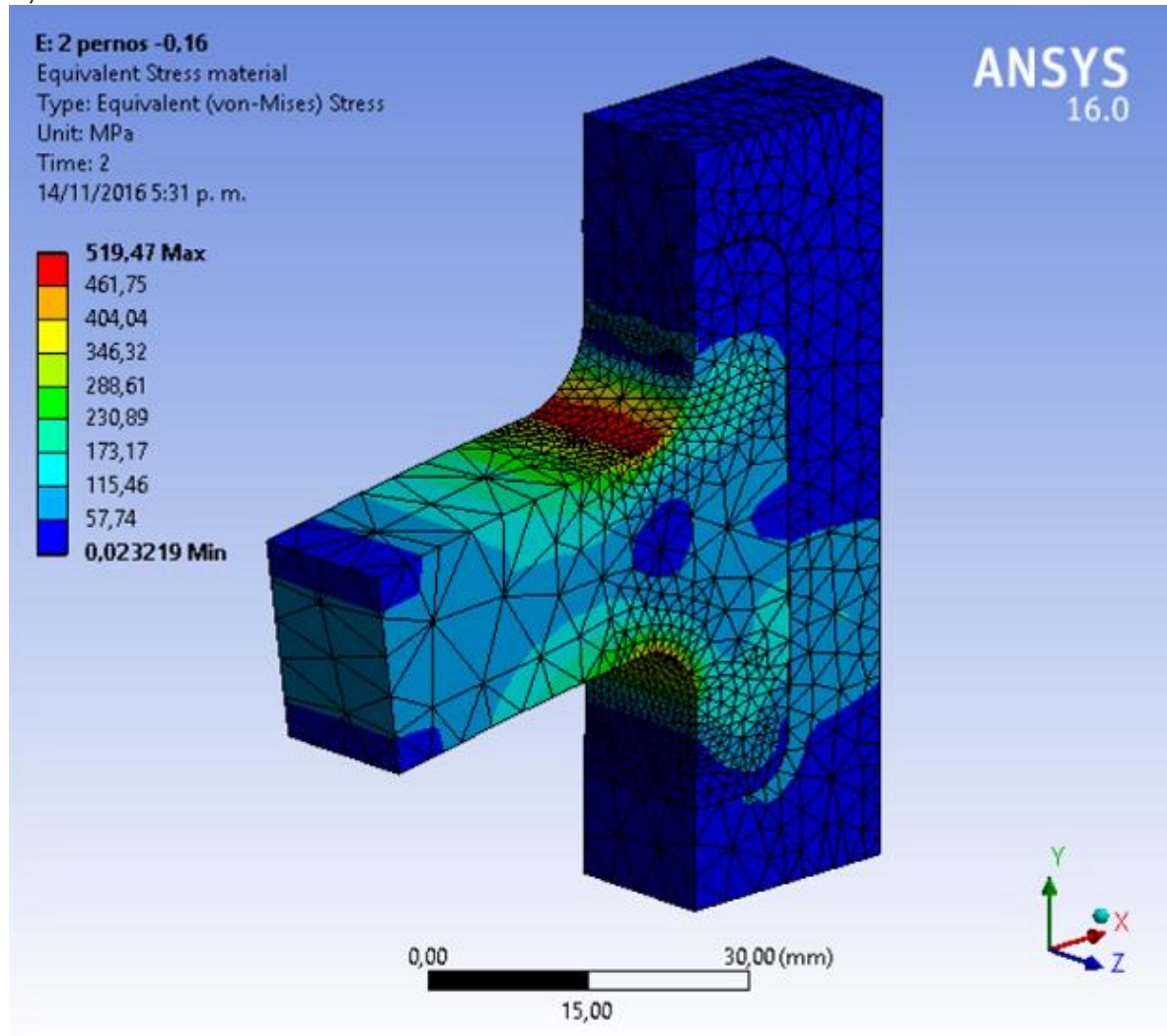
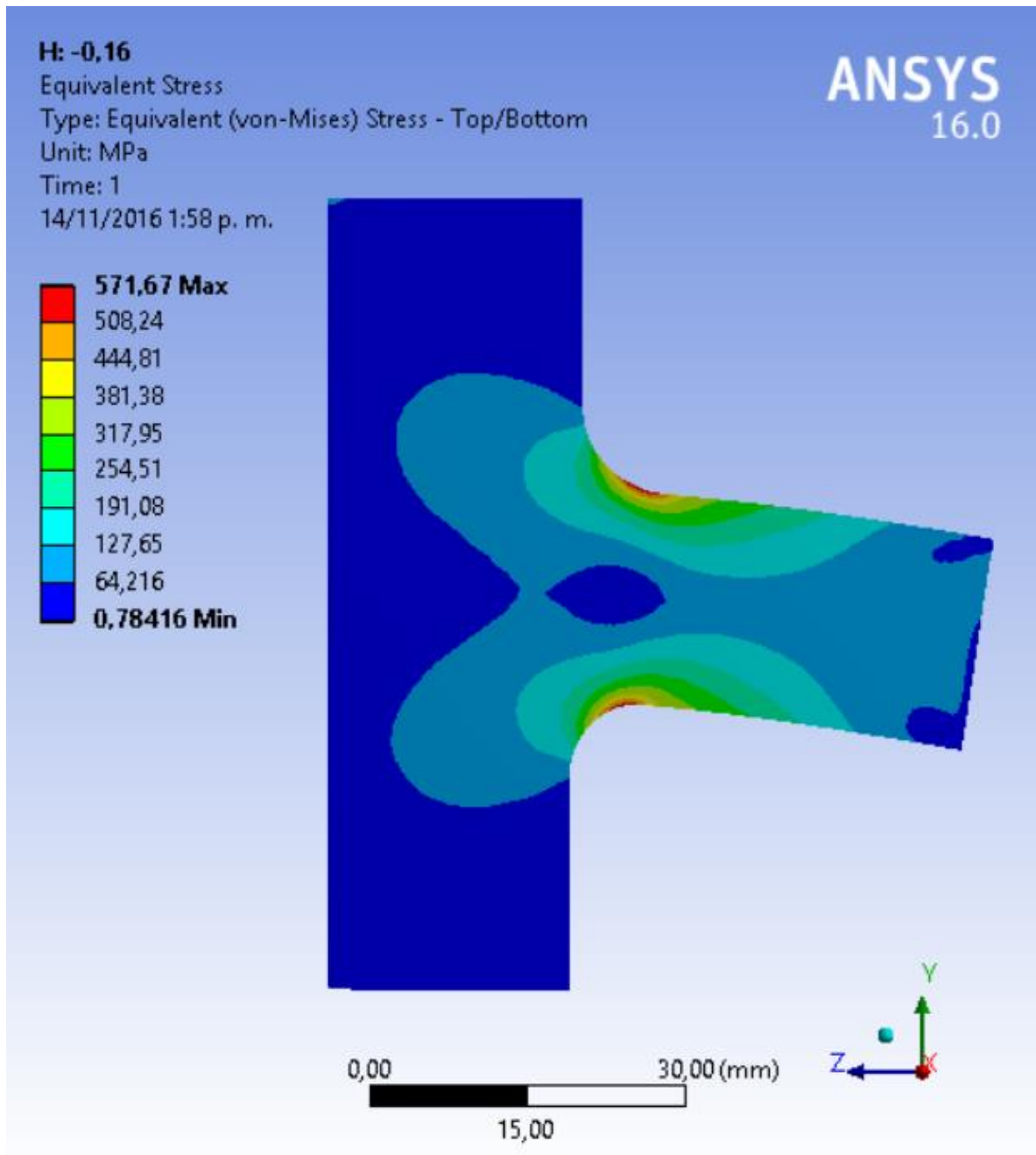
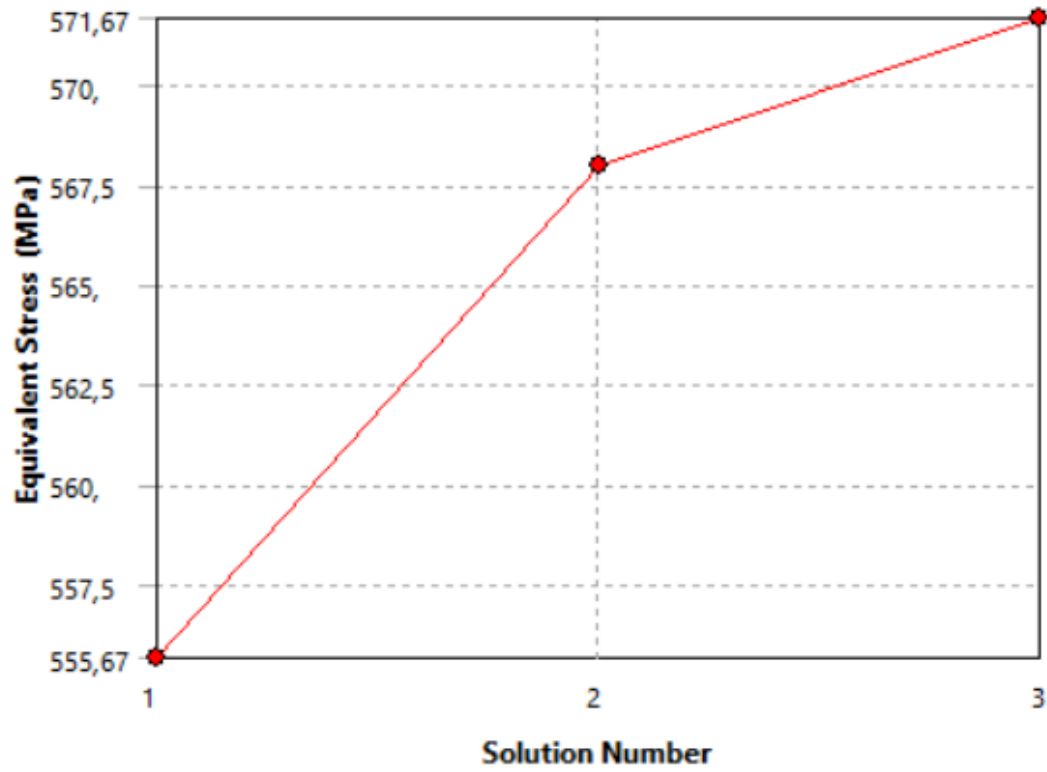


Figura II.0.3. Esfuerzos y convergencia sobre la probeta, sometida a una deflexión igual a 0,16 mm



## Convergence History



	Equivalent Stress (MPa)	Change (%)	Nodes	Elements
1	555,67		454	399
2	567,99	2,1939	1493	1403
3	571,67	0,64597	3025	2888

Figura II.0.4. Condiciones de frontera para la simulación del utillaje con condición de simetría con la probeta de ensayo

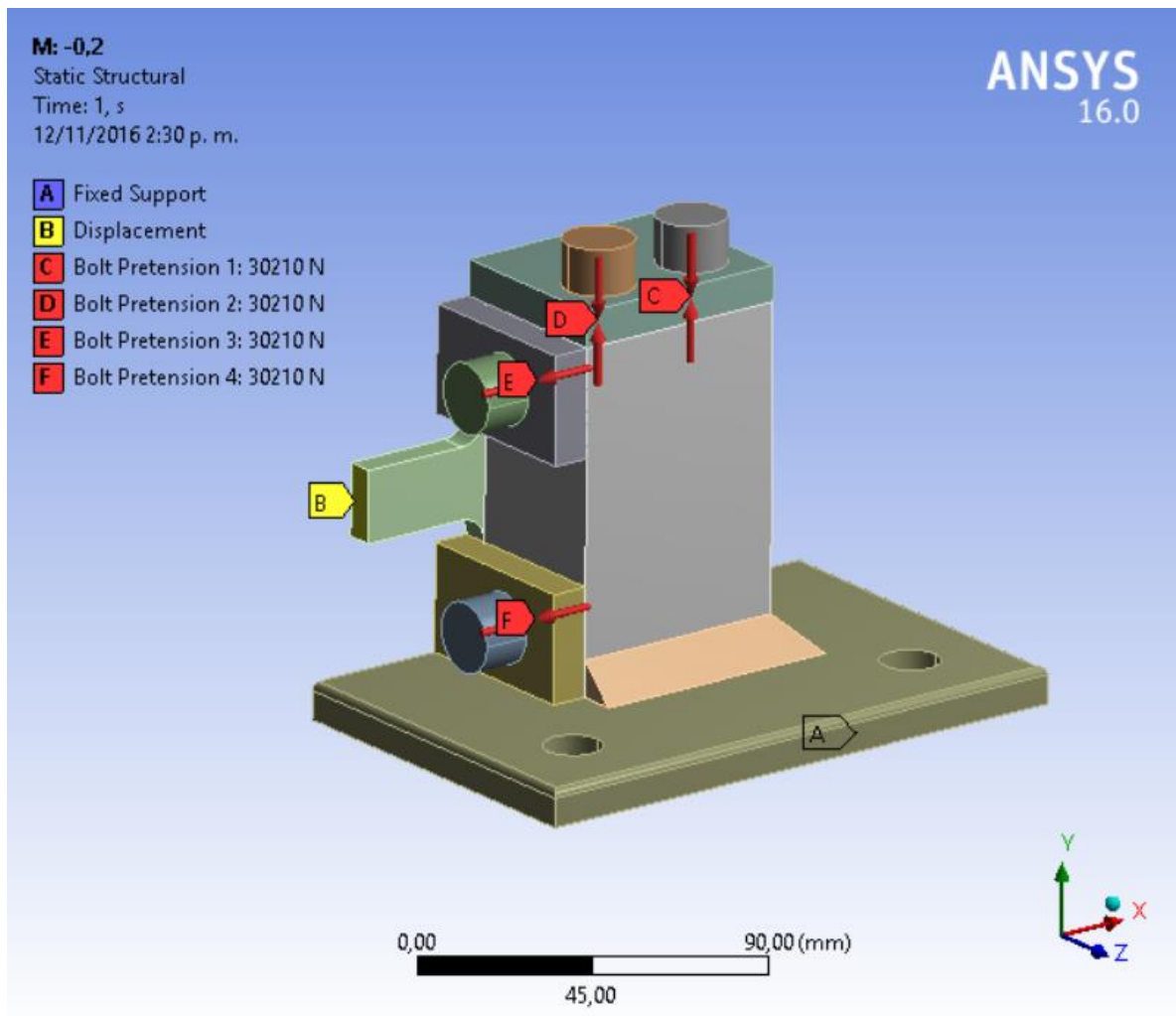


Figura II.0.5. Esfuerzos sobre el utillaje

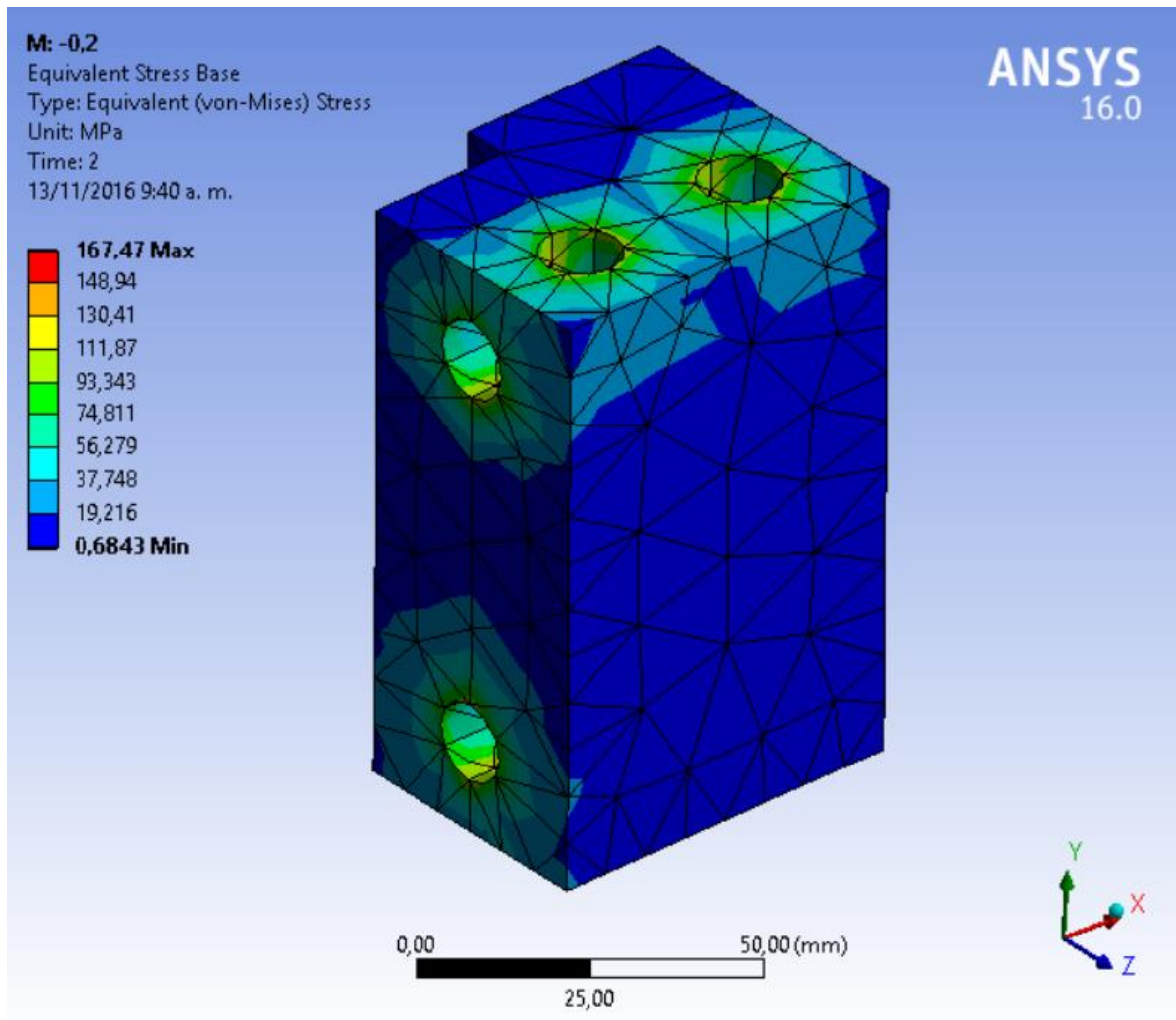
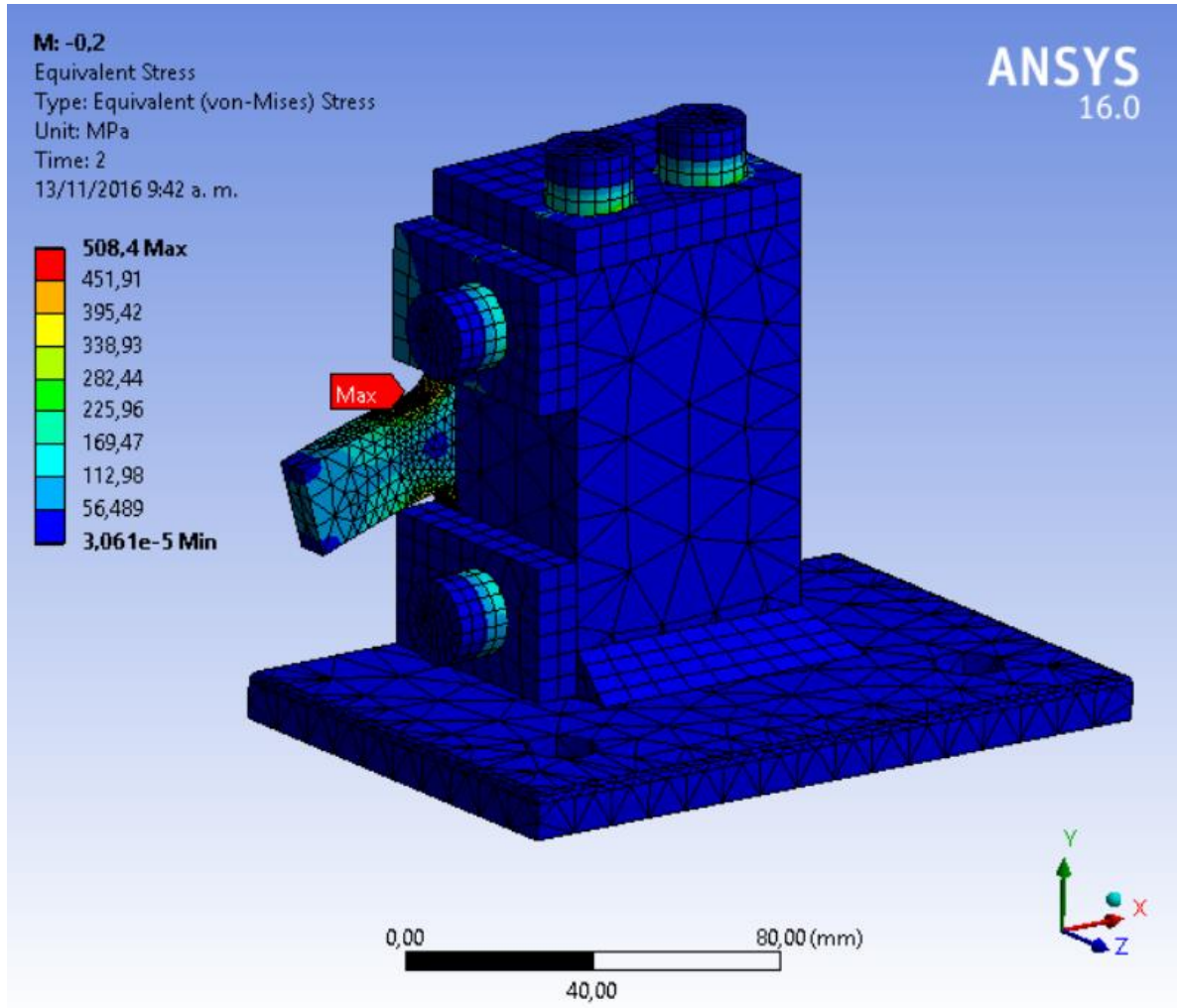
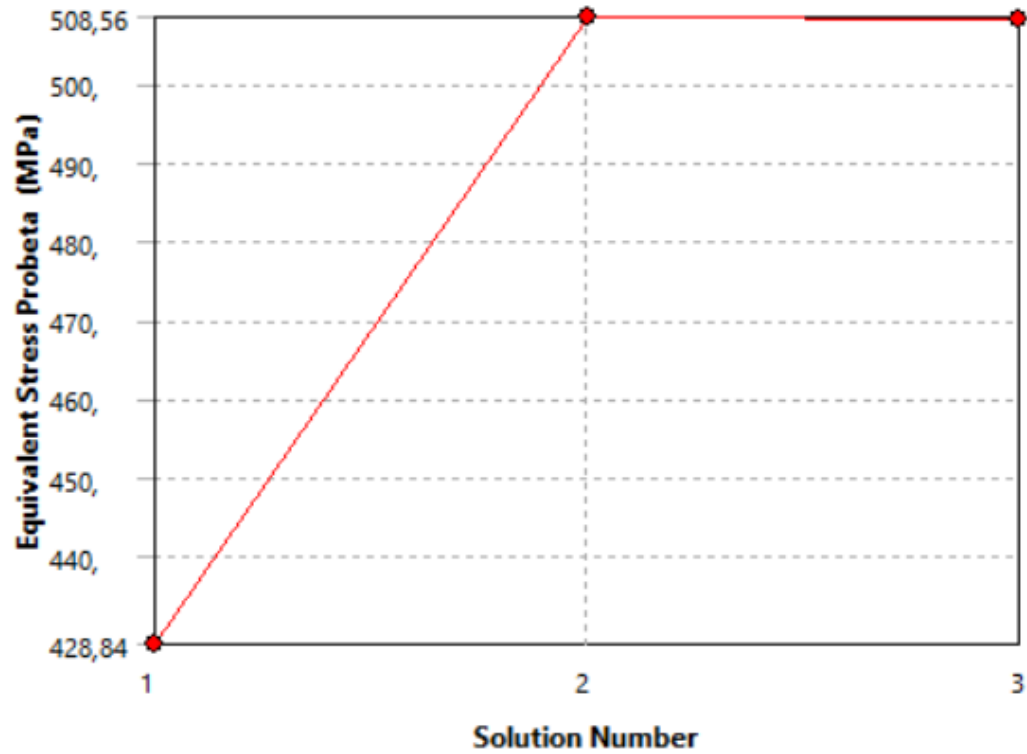


Figura II.0.6. Distribución de esfuerzos del montaje completo incluyendo la probeta, superior, y su gráfica de convergencia, inferior

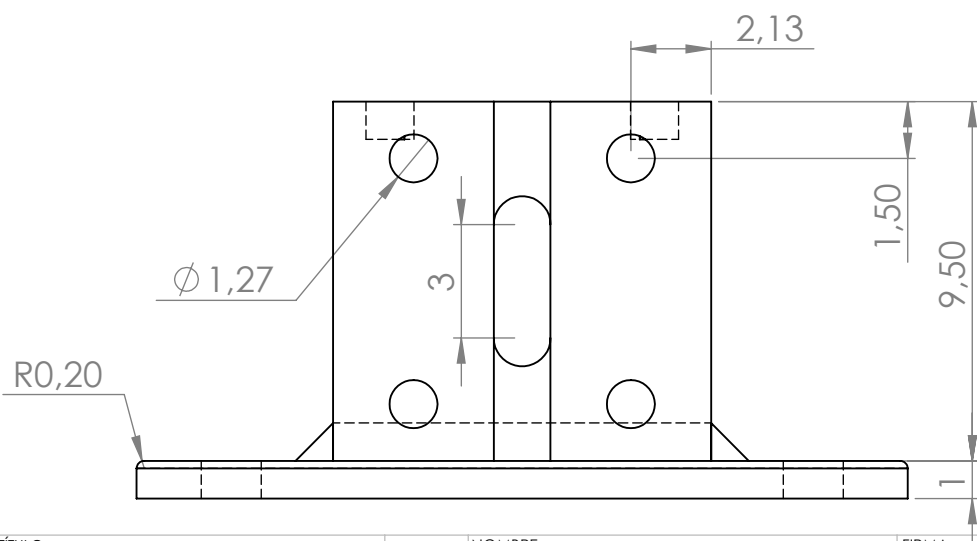
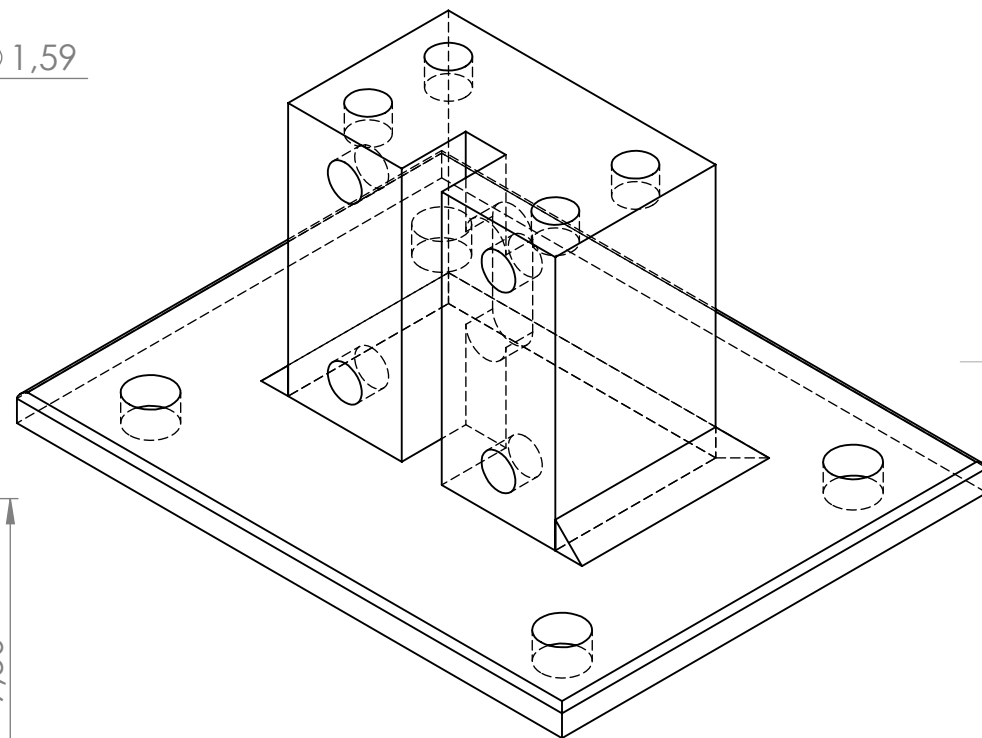
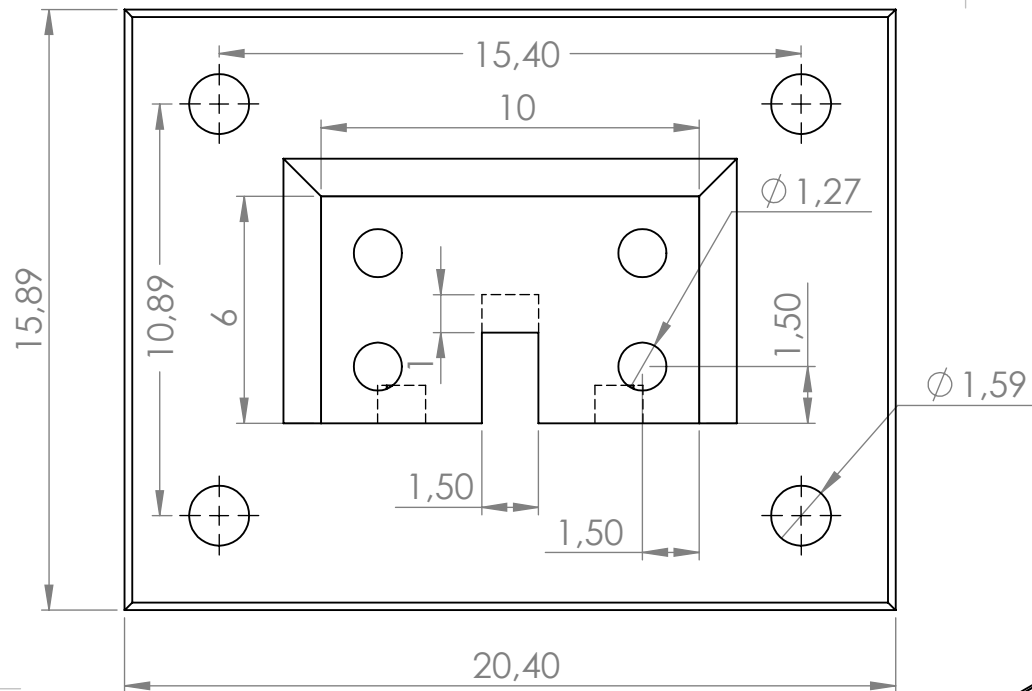


## Convergence History



	Equivalent Stress Probeta (MPa)	Change (%)	Nodes	Elements
1	428,84		17265	4672
2	508,56	17,008	22233	7913
3	508,4	-3,1114e-002	35378	16774





Dimensiones en mm  
a menos que se especifique lo contrario

TÍTULO:		NOMBRE		FECHA	
Utillaje		Patricia Quintero		Recibido	Entregado
N.º DE DIBUJO		NOMBRE		FIRMA	
1		John Jairo Coronado			
DIBUJ.		ING.			



**GIFS**  
Grupo de Investigacion en Fatiga y  
Superficies

1

2

3

4

5

6

A

B

C

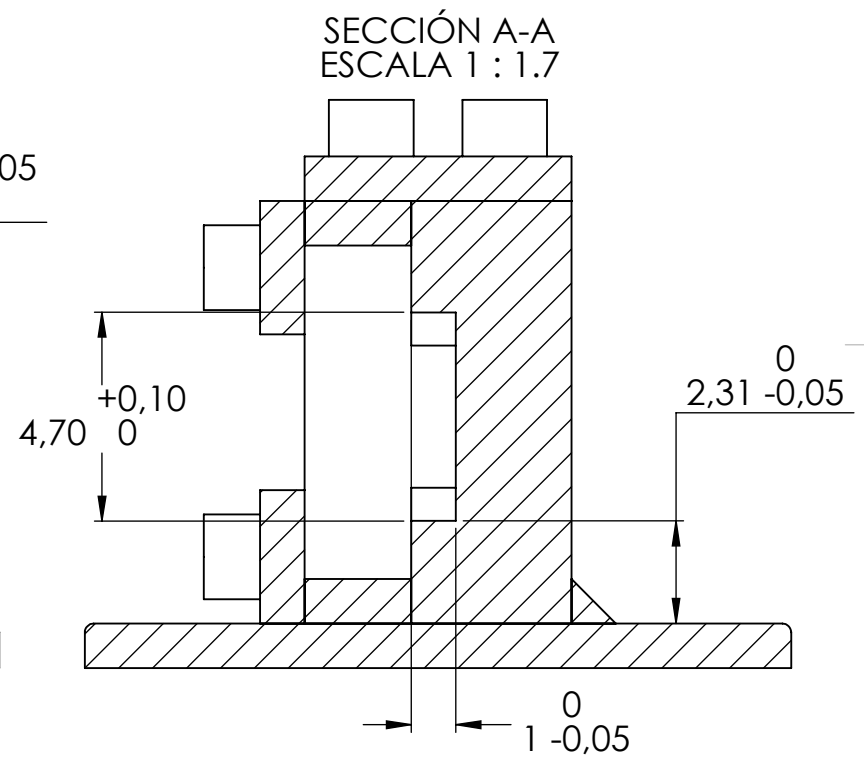
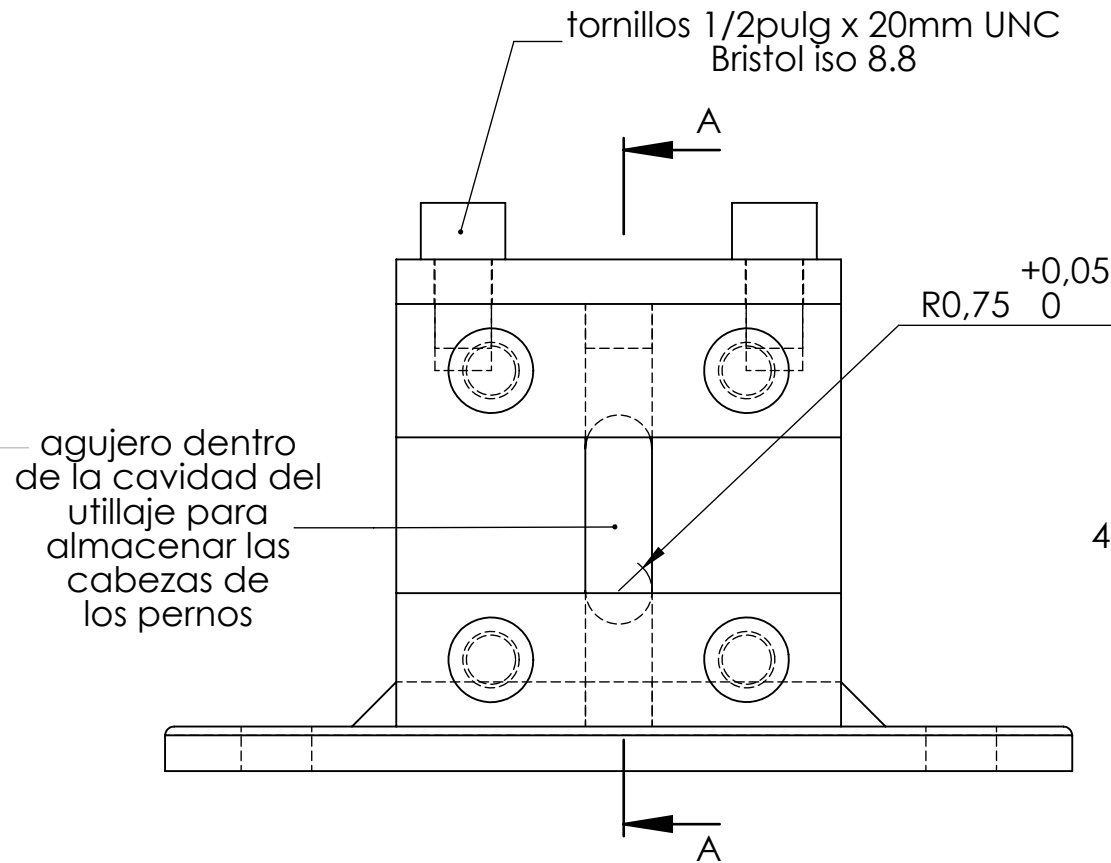
D

A

B

C

D



Dimensiones en mm  
a menos que se especifique lo contrario

TÍTULO:

Utillaje: Detalles del montaje

DIBUJ.

NOMBRE

Patricia Quintero

FIRMA

FECHA

Recibido

Entregado

N.º DE DIBUJO

2

ING.

NOMBRE

John Jairo Coronado

FIRMA

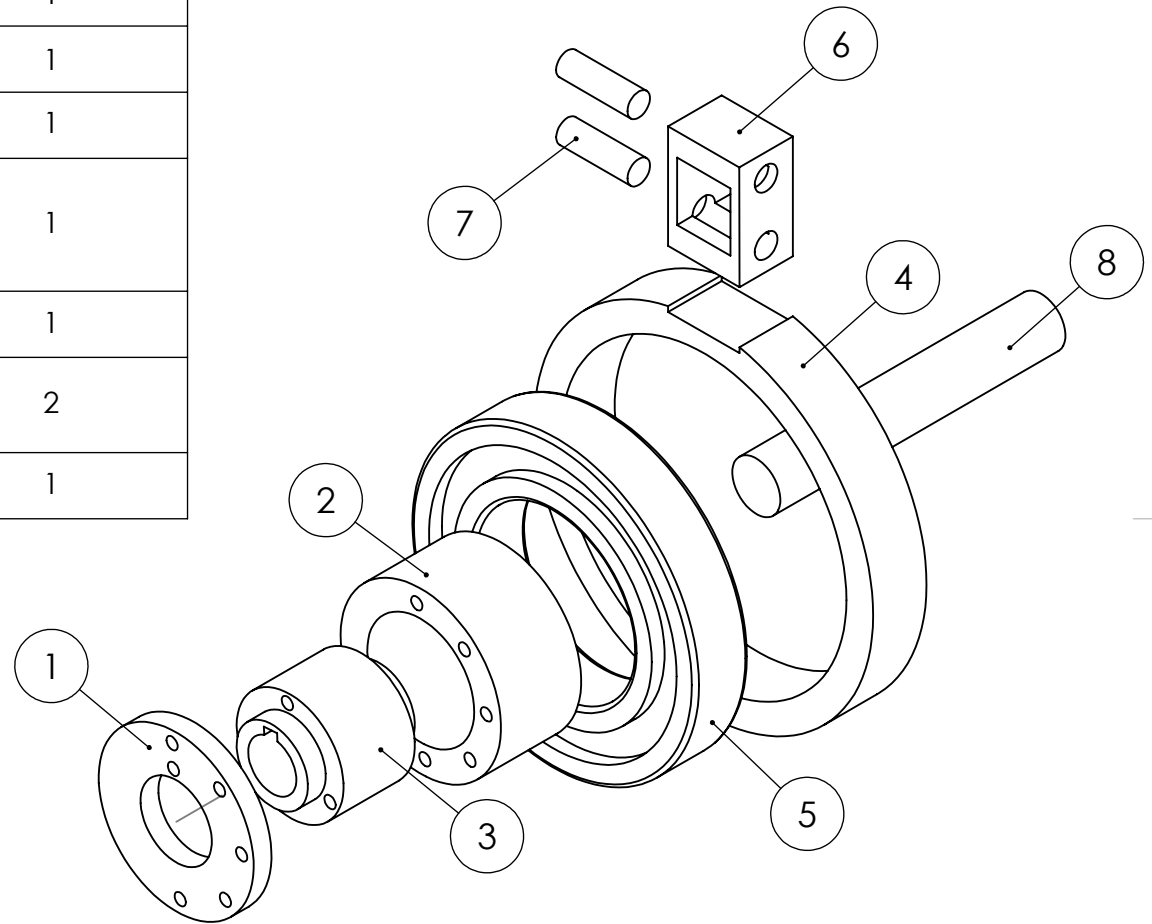


GIFS

Grupo de Investigacion en Fatiga y  
Superficies

HOJA2 DE 8

1	2	3
N.º DE ELEMENTO	N.º DE PIEZA	CANTIDAD
1	Disco guía	1
2	Excéntrica externa	1
3	Excéntrica interna	1
4	Disco protector	1
5	Rodamiento rígido a bolas DIN 625 - 6218 - 14,SI,NC,14_68	1
6	Aplicador de carga	1
7	Pasador del aplicador de carga	2
8	Eje de la fresadora	1



Dimensiones en mm  
a menos que se especifique lo contrario

TÍTULO: Planos prefisuradora	DIBUJ.	NOMBRE Patricia Quintero	FIRMA	FECHA		 <b>GIFS</b> Grupo de Investigacion en Fatiga y Superficies
N.º DE DIBUJO 3	ING.	NOMBRE John Jairo Coronado	FIRMA	Recibido	Entregado	

A

B

C

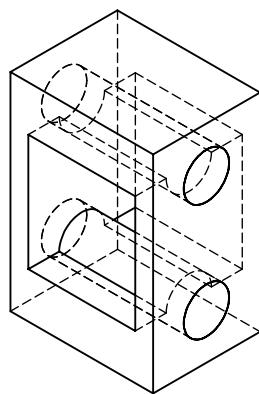
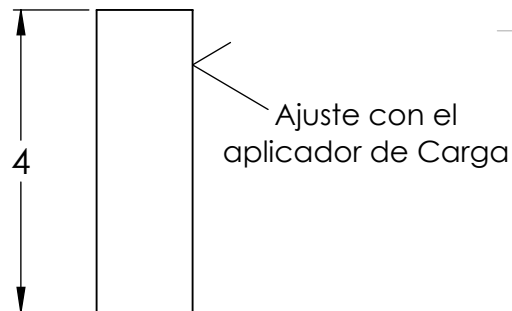
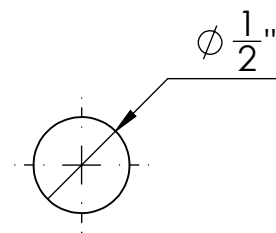
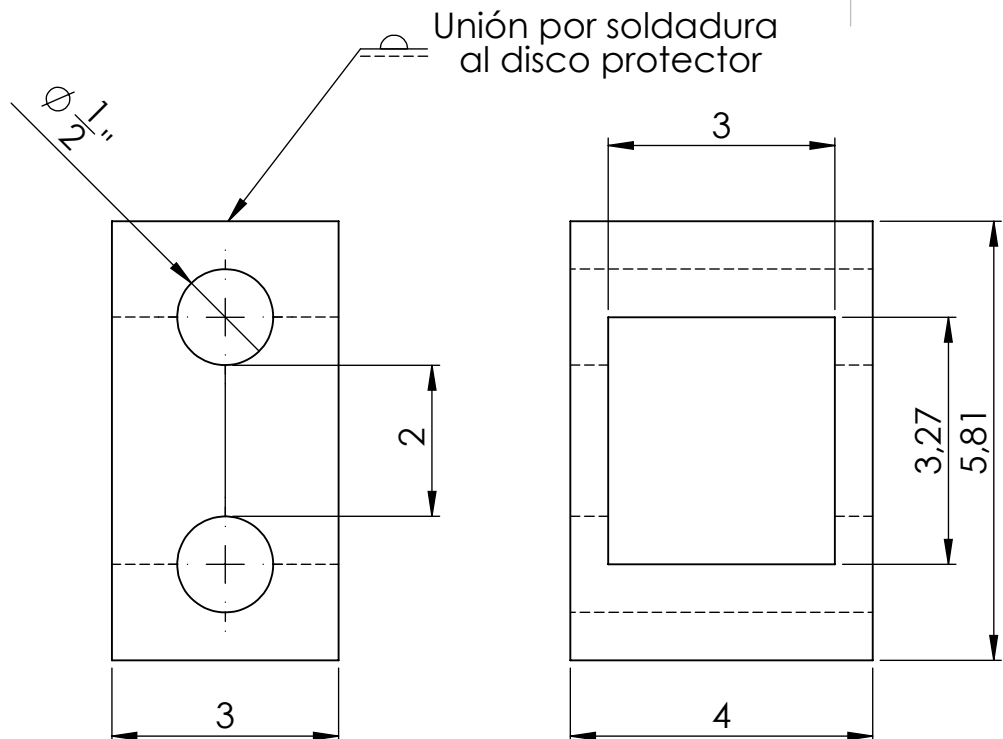
D

A


B

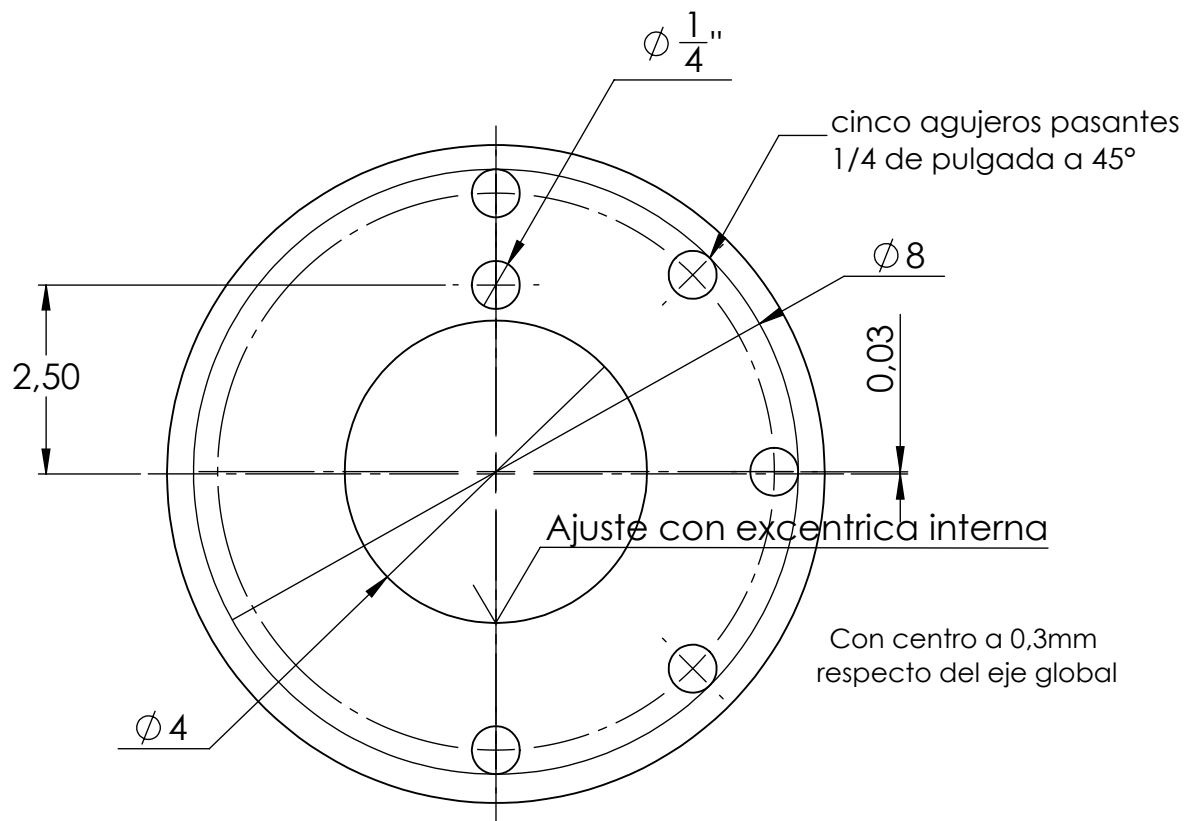
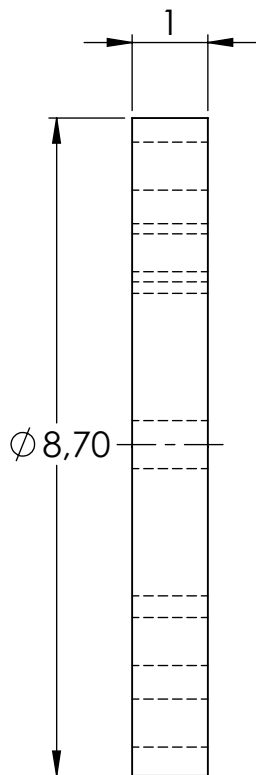
C

D




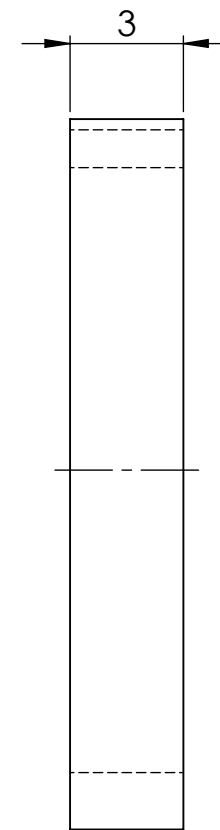
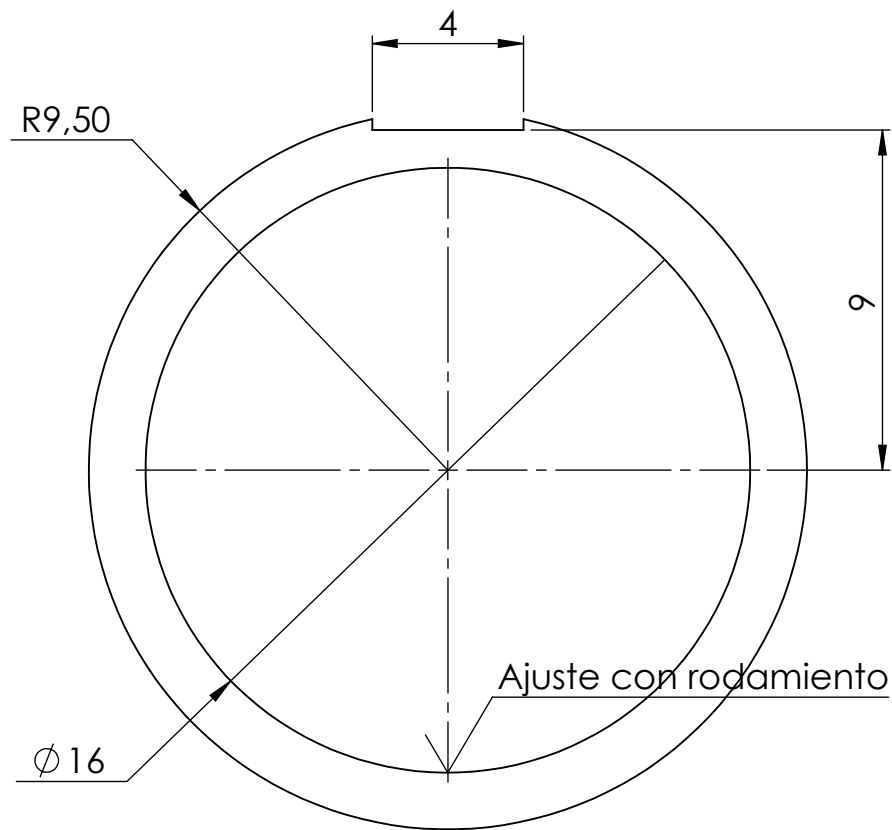
Dimensiones en mm  
a menos que se especifique lo contrario

TÍTULO:	DIBUJ.	NOMBRE	FIRMA	FECHA		 <b>GIFS</b> Grupo de Investigacion en Fatiga y Superficies
				Recibido	Entregado	
N.º DE DIBUJO	ING.	NOMBRE	FIRMA			HOJA 4 DE 8
4		Patricia Quintero				
		John Jairo Coronado				



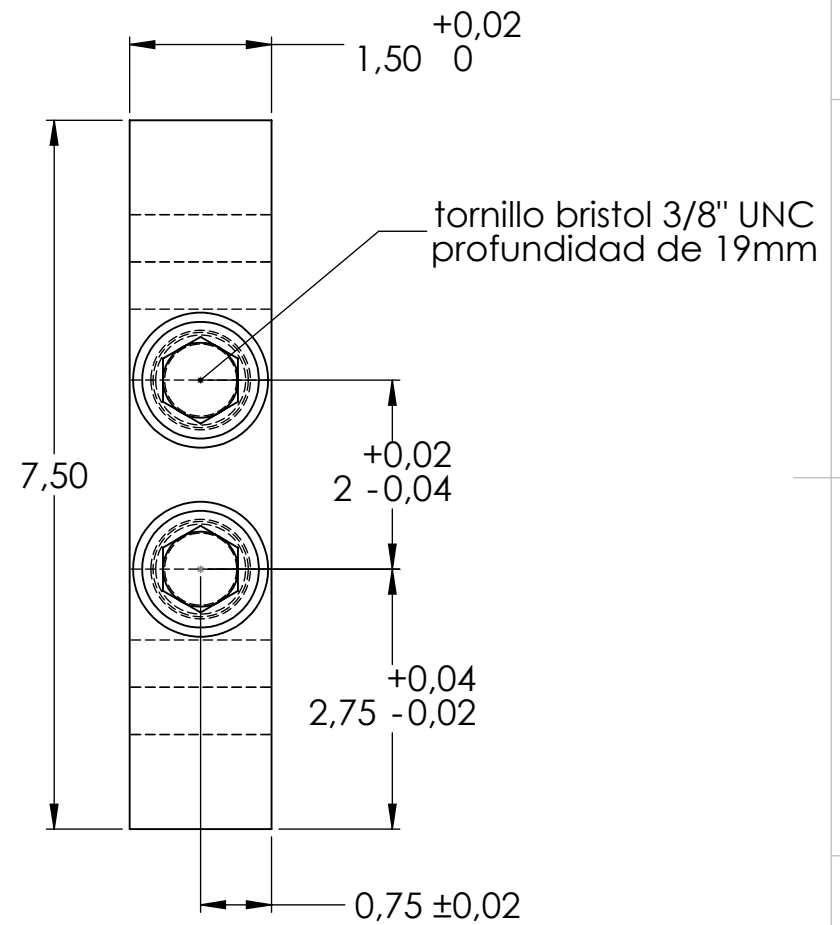
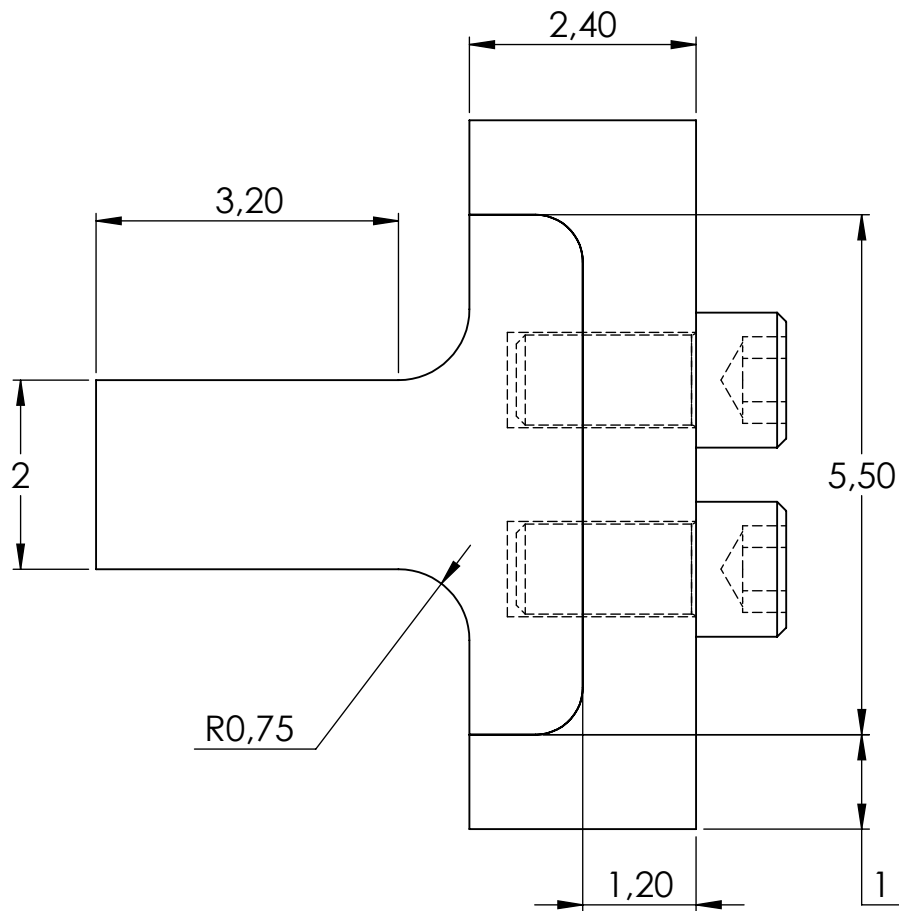
Dimensiones en mm  
a menos que se especifique lo contrario

TÍTULO:	Planos prefisuradora: Disco guía	DIBUJ.	NOMBRE Patricia Quintero	FIRMA	FECHA		 <b>GIFS</b> Grupo de Investigacion en Fatiga y Superficies	HOJAS DE 8
					Recibido	Entregado		
N.º DE DIBUJO	5	ING.	John Jairo Coronado	FIRMA				



Dimensiones en mm  
a menos que se especifique lo contrario

TÍTULO:	Planos prefisuradora: Disco protector	DIBUJ.	NOMBRE Patricia Quintero	FIRMA	FECHA		 <b>GIFS</b> Grupo de Investigacion en Fatiga y Superficies	HOJA 6 DE 8
					Recibido	Entregado		
N.º DE DIBUJO	6	ING.	John Jairo Coronado	FIRMA				



Dimensiones en mm  
a menos que se especifique lo contrario

TÍTULO:	DIBUJ.	NOMBRE	FIRMA	FECHA		 <b>GIFS</b> Grupo de Investigacion en Fatiga y Superficies
				Recibido	Entregado	
N.º DE DIBUJO	ING.	NOMBRE	FIRMA			HOJA 7 DE 8
7		Patricia Quintero				
		John Jairo Coronado				

1

2

3

4

5

6

A

B

C

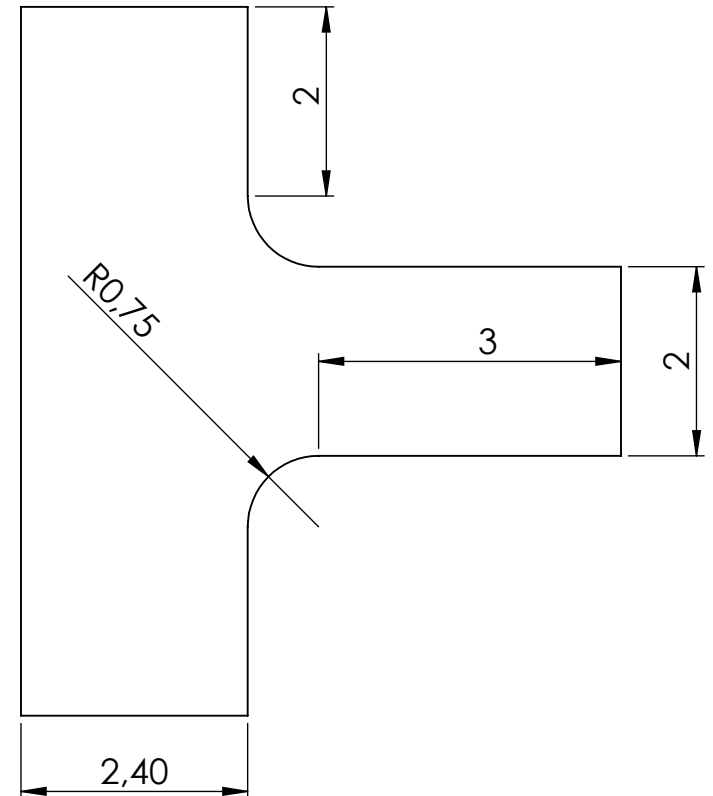
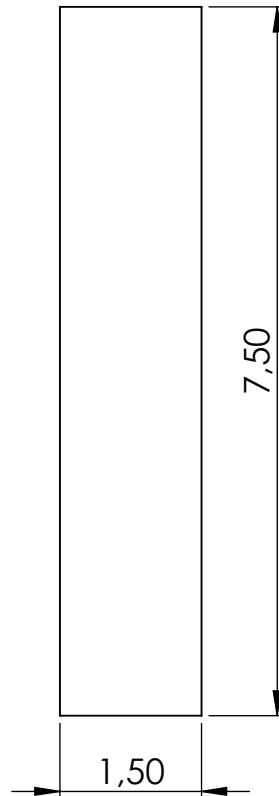
D

A

B

C

D



Dimensiones en mm  
a menos que se especifique lo contrario

TÍTULO: Probeta Fundida	DIBUJ.	NOMBRE Patricia Quintero	FIRMA	FECHA	
N.º DE DIBUJO 8	ING.	NOMBRE John Jairo Coronado	FIRMA	Recibido	Entregado



**GIFS**

Grupo de Investigacion en Fatiga y  
Superficies

HOJA 8 DE 8